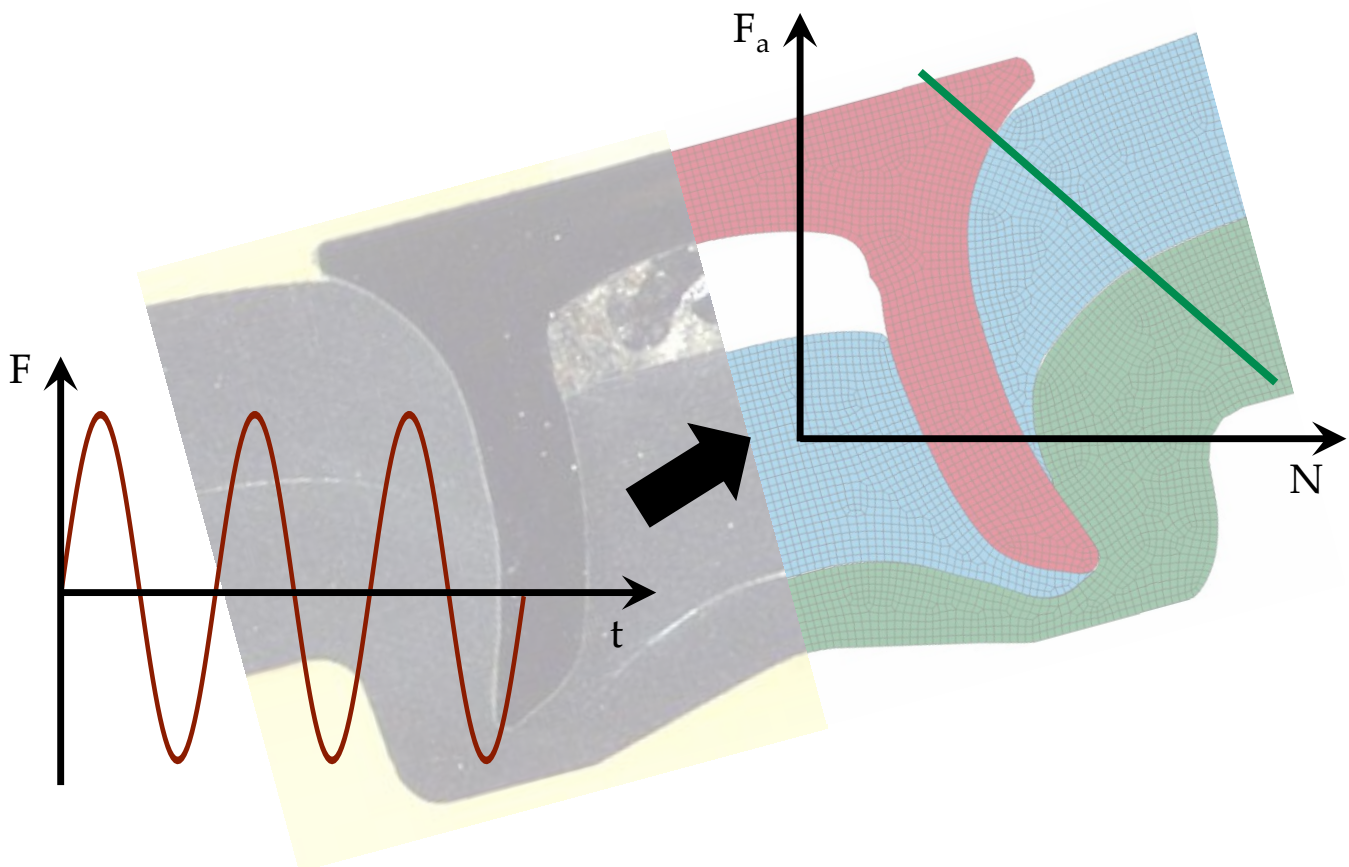




## Beitrag zur Schwingfestigkeitsbewertung stanzgenieteter Fügepunkte auf Basis des Örtlichen Konzepts

Lukas Masendorf





# Beitrag zur Schwingfestigkeitsbewertung stanzgenieteter Fügepunkte auf Basis des Örtlichen Konzepts

D i s s e r t a t i o n

zur Erlangung des Doktorgrades  
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

Lukas Masendorf

aus Hannover

genehmigt von der  
Fakultät für Mathematik/Informatik und Maschinenbau  
der Technischen Universität Clausthal

Tag der mündlichen Prüfung

21. Juli 2023

Dekan:

Vorsitzender der Promotionskommission:

Betreuer:

Gutachter:

Prof. Dr. rer. nat. Jörg P. Müller

Prof. Dr.-Ing. Armin Lohrengel

Prof. Dr.-Ing. Alfons Esderts

Prof. Dr.-Ing. Volker Wesling



# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit der Technischen Universität Clausthal. Die Idee zur Arbeit entstammt aus dem von der AiF geförderten Forschungsprojekt „Betriebsfestigkeit stanzenieteter Bauteile“ der Europäischen Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. Für die gute Zusammenarbeit im projektbegleitenden Ausschuss und im Arbeitskreis „Mechanisches Fügen“ möchte ich mich bedanken.

Besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Alfons Esderts für die Betreuung meiner Arbeit und für die damit verbundenen fachlichen Diskussionen. Besonders hervorzuheben sind auch die mir gegebenen Freiheiten, die ich bei der Herangehensweise und Durchführung von Projekten hatte.

Weiterer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Volker Wesling für die Übernahme der Aufgabe als Gutachter und für die werkstoffmechanischen Hinweise zu den in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffen.

Bei meinen Eltern möchte ich mich besonders bedanken. Zum einen bei meinem Vater Dr.-Ing. Rainer Masendorf, durch den ich zum Maschinenbau und zum Fachgebiet der Betriebsfestigkeit gefunden habe und der durch viele Diskussionen im Institut und beim Sonntagsessen zum erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit beigetragen hat. Zum anderen bei meiner Mutter Dipl.-Ing. (FH) Iris Masendorf, die mich immer unterstützt und meine Interessen früh erkannt und gefördert hat.

Meinem Kollegen Dr.-Ing. Michael Wächter möchte ich für das stets offene Ohr und die meist konstruktiven Ratschläge und für das sorgfältige Korrekturlesen dieser Arbeit danken. Auch meiner Schwester Lina Masendorf, M. Sc., Dipl.-Betriebsw. (FH) Karin Friedrichs und meinem Vater sei für das Korrekturlesen gedankt.

Großer Dank gilt auch meinen weiteren Kollegen aus dem wissenschaftlichen Bereich, der Werkstatt und dem Sekretariat, die zu einem angenehmen und produktiven Institutsalltag beigetragen haben. Besonders hervorzuheben sind dabei meine langjährigen Begleiter Winniefred Rudorffer, Alexander Linn, Moritz Hupka, Mats Jensen und Ralf Wuthenow mit denen ich auch nach Feierabend viele Stunden verbracht habe.

Nicht zuletzt möchte ich mich bei meiner Freundin Annkathrin bedanken, die viel Verständnis für meine Arbeit und den damit verbundenen Zeitaufwand aufgebracht hat und mich in meinen Zielen stets unterstützt.

Clausthal-Zellerfeld im Juli 2023

Lukas Masendorf



## Kurzfassung

Das Fügeverfahren Stanznieten mit Halbhohlstanzniet stellt eine formschlüssige, nicht zerstörungsfrei lösbare Verbindung zwischen zwei oder mehr Blechwerkstoffen her. Der Einsatz dieser Fügeverbindung in sicherheitsrelevanten Bauteilen setzt einen Nachweis gegen Versagen bei statischer und zyklischer Belastung voraus. Dieser kann einerseits experimentell, andererseits rechnerisch erfolgen. Der rechnerische Nachweis bei zyklischer Belastung von komplexen Bauteilen erfolgt in der Regel auf Basis von Finite-Elemente-Simulationen, in denen das Bauteil durch Schalenelemente modelliert wird und die Fügestellen durch Ersatzmodelle dargestellt werden. Zum Nachweis der Festigkeit bzw. der Abschätzung der Lebensdauer des Fügepunkts werden die Beanspruchungen am Ersatzmodell mit der Beanspruchbarkeit des Fügepunkts verglichen. Die Beanspruchbarkeit des Fügepunkts hängt von folgenden Faktoren ab:

- Werkstoffe der Füge Teile und deren Blechdicken
- Fügeparameter und die daraus resultierende Geometrie des Fügepunkts
- Richtung der Lasteinleitung in den Fügepunkt
- Spannungsverhältnis der Last

Die Beanspruchbarkeit des Fügepunkts kann i.d.R. entweder mit einem aufwendigen Versuchsprogramm an Proben ermittelt oder rechnerisch abgeschätzt werden.

In dieser Arbeit wird ein Konzept zur rechnerischen Abschätzung der Beanspruchbarkeit eines stanzgenieteten Fügepunktes auf Basis des Örtlichen Konzepts vorgestellt. Die Beanspruchungen im Fügepunkt bei zyklischer Belastung werden mit Hilfe einer Finite-Elemente-Simulation an einem dreidimensionalen Modell unter Berücksichtigung von elastisch-plastischem Werkstoffverhalten ermittelt. Die Abschätzung der Lebensdauer bis zum Versagen des Fügepunkts geschieht über den Vergleich der Beanspruchungen im Fügepunkt mit der Beanspruchbarkeit der jeweiligen Werkstoffe. Diese kann entweder an Werkstoffproben ermittelt, aus der Zugfestigkeit abgeschätzt oder aus Herstellerangaben entnommen werden. Dies ist ein großer Vorteil gegenüber den meisten bereits existierenden Konzepten, die auf Festigkeitsuntersuchungen an Fügeverbindungen angewiesen sind.

Die Validierung des Konzepts mit einer Datenbasis von 457 Versuchsergebnissen mit unterschiedlichen Kombinationen der oben aufgezählten Einflussfaktoren auf die Festigkeit einer Fügeverbindung zeigt eine gute Treffsicherheit des entwickelten Konzepts. Des Weiteren ermöglicht die Auswertung des Ortes mit der minimalen rechnerischen Lebensdauer im Fügepunkt eine gute Abschätzung des experimentellen Anrissorts in der Verbindung.



## Abstract

The self-piercing riveting process with semi-tubular rivet creates a positive, non-destructively detachable joint between two or more sheet metal workpieces. The use of this joint in safety-relevant components requires proof against failure under static and cyclic loading. This can be done experimentally on the one hand and computationally on the other. The analytical strength assessment for cyclic loading of complex components is usually carried out on the basis of finite element simulations, in which the component is modelled by shell elements and the riveted joints are represented by substitute models. To verify the strength or to estimate the service life of the joint, the stresses on the substitute model are compared with the strength of the joint. The strength of the riveted joint depends on the following factors:

- Materials of the parts to be joined and their sheet thicknesses
- Joining parameters and the resulting geometry of the riveted joint
- Direction of load introduction into the riveted joint
- Stress ratio of the load

The strength of the riveted joint can usually either be determined in a complex experimental program on specimens or estimated by calculation.

This paper presents a concept for the analytical estimation of the strength of a punch-riveted joint on the basis of the local strain approach. The stresses and strains in the riveted joint under cyclic loading are determined with the aid of a finite element simulation using a three-dimensional model, with consideration of elastic-plastic material behaviour. The service life until failure of the riveted joint is estimated by comparing the stresses and strains in the riveted joint with the strength of the respective materials. This can either be determined on material specimens, estimated from the tensile strength or taken from manufacturer specifications. This is a great advantage compared to most existing concepts that rely on strength tests on riveted joints.

The validation of the concept with a database of 457 test results with different combinations of the above mentioned influencing factors on the strength of a riveted joint shows a good accuracy of the developed concept. Furthermore, the evaluation of the location with the minimum calculated service life in the riveted joint allows a good estimation of the experimental crack location in the joint.



# Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung .....	1
2	Zusammenfassung.....	3
3	Stand der Technik .....	9
3.1	Stanznieten mit Halbhohniet .....	9
3.1.1	Einflussgrößen auf Qualität und Festigkeit der SPR-Verbindung.....	12
3.1.2	Bauteilauslegung .....	16
3.2	Grundlagen der Betriebsfestigkeit .....	30
3.3	Lebensdauerberechnung mit der FKM-Richtlinie Nichtlinear .....	36
3.3.1	Beschreibung der Beanspruchung .....	37
3.3.2	Beschreibung der Beanspruchbarkeit.....	39
3.4	Statistische Grundlagen .....	44
4	Simulationsmodell zur Beanspruchungsermittlung.....	47
4.1	Werkstoffverhalten.....	50
4.1.1	Zugversuche.....	53
4.1.2	Spannungsgeregelte Versuche .....	54
4.1.3	Dehnungsgeregelte Versuche.....	59
4.2	Geometrie des Fügepunkts .....	64
4.3	Vernetzung .....	67
4.4	Zuordnung des Werkstoffverhaltens.....	68
4.5	Randbedingungen und Kontakte in der FE-Simulation .....	71
5	Lebensdauerberechnung.....	73
5.1	Beschreibung der Beanspruchung .....	73
5.2	Beschreibung der Beanspruchbarkeit.....	77
5.3	Berechnung der Fügepunktlebensdauer .....	82

6	Randbedingung für die Anwendung des Konzepts.....	85
6.1	Einfluss des Übermaßes.....	88
6.2	Einfluss der Reibwerte .....	92
6.2.1	Verbindung Aluminium - Aluminium .....	94
6.2.2	Vergleich der Anrissorte der Verbindung Aluminium-Aluminium .....	99
6.2.3	Verbindung Aluminium - Aluminium ohne Außenfläche .....	112
6.2.4	Alle Werkstoffkombinationen .....	116
7	Bewertung des Konzepts .....	121
7.1	Validierung des Konzepts .....	121
7.2	Sicherheitskonzept.....	126
8	Fazit und Ausblick.....	133
9	Literaturverzeichnis.....	137
10	Symbolverzeichnis.....	149
11	Anhang .....	153



# 1 Einleitung

Durch Bestrebungen der Automobilindustrie das Gewicht von Fahrzeugen zu reduzieren, um den Treibstoffverbrauch und dadurch die Emission von Treibhausgasen zu verringern, stieg Anfang der 1980er Jahre die Relevanz von Mischbauweisen. Die Gewichtsreduktion erfolgte u. a. durch den Austausch von Stahl- gegen Aluminiumkomponenten. Das bis dahin häufig verwendete Widerstandspunktschweißen führte bei Verwendung von Aluminiumblechen zu kurzen Lebensdauern der Schweißelektroden, höherem Energiebedarf und niedrigeren Festigkeiten der Fügeverbindung, [Sund 83]. Zusätzlich war es aufgrund unterschiedlicher Schmelzpunkte nicht möglich, zwei unterschiedliche Werkstoffe wie Aluminium und Stahl zu fügen [Li 17], wodurch andere Fügeverfahren wie das Stanznieten in den Fokus rückten. Das Stanznieten mit Halbhohlmetall (engl. **self-pierce riveting** – kurz SPR) ist ein Fügeverfahren, das es ermöglicht, Feinbleche aus unterschiedlichen Werkstoffarten zu fügen. Beispielsweise wurde im Audi A2, der ab Ende der 90er Jahre mit einer Karosserie aus Aluminium produziert wurde, komplett auf Widerstandspunktschweißen verzichtet und stattdessen über 1.500 SPR-Verbindungen verwendet, [Mill 00]. Neben der Automobilindustrie finden SPR-Verbindungen Anwendung in der Bauindustrie, bei Verkehrsschildern, in weißer Ware und weiteren Bereichen, [Li 17].

Für sicherheitsrelevante Bauteile ist ein Festigkeitsnachweis gegen Versagen unter statischer und zyklischer Last zu erbringen. Dieser kann experimentell oder rechnerisch erfolgen. Der experimentelle Nachweis hat den Vorteil einer hohen Treffsicherheit, ist im Gegenzug aber mit großem Aufwand und Kosten verbunden. Außerdem kann dieser erst spät im Entwicklungsprozess durchgeführt werden, sobald Prototypen zur Verfügung stehen. Für den rechnerischen Festigkeitsnachweis von Stanznietverbindungen stehen zahlreiche Konzepte zur Verfügung, die meist Weiterentwicklungen von Konzepten zur Auslegung von Schweißpunktverbindungen sind. Diese lassen sich grob in zwei Gruppen aufteilen: Die erste Gruppe ist geeignet, um einfache Geometrien mit wenigen Fügepunkten auszulegen, da die Konzepte entweder auf analytischen Lösungen beruhen, die nur für ein paar klassische Probengeometrien hergeleitet sind, oder rechenaufwendige Finite-Elemente(FE)-Simulation voraussetzen, die nur bei wenigen Fügepunkten in der Bauteilgeometrien in einem annehmbaren Zeitrahmen lösbar sind. Als Eingangsgrößen werden Werkstoffkennwerte, Werkstoffwöhlerlinien oder an SPR-Verbindungen ermittelte Masterwöhlerlinien benötigt, [Cher 04, Su 14, Kang15, Mesc 16, Cox 16, Choi 17, Rao 19, Kang 20, Otro 20]. Die Konzepte der zweiten Gruppe sind zur Auslegung von komplexen Bauteilen geeignet und benötigen als Eingangsdaten Wöhlerlinien der verwendeten SPR-Verbindung für unterschiedliche Spannungsverhältnisse und Lasteinleitungswinkel. Diese werden in der Regel experimentell bestimmt, können aber auch mit Hilfe der Konzepte der ersten

Gruppe berechnet oder aus Datenbanken abgeschätzt werden, [Hahn 02, Mesc 16, FEMF 21, Woo 22].

Ziel dieser Arbeit ist es, ein Nachweiskonzept zu entwickeln, dass der ersten Gruppe zugeordnet werden kann, um mit diesen Eingangsdaten für Konzepte der zweiten Gruppe zur Auslegung komplexer Geometrien zu bestimmen. Die Schwingfestigkeit eines einzelnen Fügepunkts soll für unterschiedliche Lasteinleitungswinkel und Spannungsverhältnisse mit Hilfe des Örtlichen Konzepts, wie in [Mesc 16, Huan 17, Otro 20] vorgeschlagen, abgeschätzt werden. Als Eingangsgrößen in das Konzept werden lediglich zyklische Werkstoffkennwerte der Bleche und des Niets sowie die Geometrie des Fügepunkts verwendet. Die Bestimmung der Beanspruchung der Werkstoffe in der Fügeverbindung erfolgt in FE-Simulationen unter Berücksichtigung von elastisch-plastischem Werkstoffverhalten. Im Gegensatz zu den meisten bereits existierenden Konzepten der ersten Gruppe sind für die Anwendung des zu entwickelnden Konzepts keine Schwingfestigkeitsuntersuchungen an Fügepunkten notwendig. Die eingeschränkte Übertragbarkeit der bereits existierenden Konzepte auf Fügestellen mit abweichenden Parametern soll für das neue Konzept durch die Validierung der Vorgehensweise mit einer hohen Anzahl von Versuchsreihen aufgehoben werden.

Die Entwicklung des Konzepts basiert auf experimentellen Ergebnissen aus dem Forschungsprojekt „Betriebsfestigkeit stanzgenieteter Bauteile“ [Mesc 16], das im Folgenden „Stanznieten I“ genannt wird. Für die dort untersuchten Verbindungen werden in FE-Simulationen mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten örtliche Beanspruchungen ermittelt und mit Schädigungsparameter-Wöhlerlinien Lebensdauern abgeschätzt. Validiert wird das Konzept zum einen über den Vergleich der rechnerischen und experimentellen Anrissorte aus dem Forschungsprojekt „Simulationsbasierte Betriebsfestigkeitsanalyse stanzgenieteter Bauteile“ [Otro 20], das im Folgenden „Stanznieten II“ genannt wird. Zum anderen erfolgt die Validierung mit Versuchsergebnissen von Tölle und Hahn [Töll 10], die die benötigten Anrisslebensdauern und Schliffbilder angeben sowie durch eigene Versuche. Ein Teil der eigenen Versuche sind im Rahmen des Projekts Stanznieten II entstanden und in dem dazugehörigen Abschlussbericht [Orto 20] veröffentlicht.

## 2 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird ein Konzept zur rechnerischen Abschätzung der Lebensdauer von stanzgenieteten Fügepunkten (kurz SPR – self-pierce riveting) unter schwingender Beanspruchung vorgestellt. Das Konzept basiert auf dem Örtlichen Konzept und ermöglicht die Ermittlung der Schwingfestigkeit des Fügepunkts im Zeitfestigkeitsbereich. Aus der rechnerischen Lebensdauer können Zeitfestigkeitsgraden abgeleitet werden, die häufig in anderen Konzepten zur Auslegung von komplexen Bauteilen als Eingangsgröße dienen. Dadurch kann der experimentelle Versuchsaufwand deutlich reduziert und die Auslegung wirtschaftlicher gestaltet werden.

Das Konzept wird an Versuchsdaten mit Fügeteilkombinationen aus zwei Aluminiumblechen sowie in Mischbauweise aus der Verbindung von einem Aluminiumblech mit einem Stahlblech entwickelt und mit den genannten Kombinationen validiert. Eine Anwendbarkeit auf andere Werkstoffkombinationen ist vor Anwendung des Konzepts zu überprüfen. Die Beanspruchungen im Fügepunkt werden in einer FE-Simulation mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten bestimmt. Dabei ist Folgendes zu beachten:

1. Die Geometrie des Fügepunkts kann entweder durch eine Fügesimulation ermittelt oder durch Nachmodellieren eines Schliffbilds erstellt werden.
2. Der Fügepunkt wird in eine Probengeometrie eingesetzt. Die Kontaktstellen der Bleche werden verbunden.
3. Die Vernetzung erfolgt in den Kontaktzonen zwischen den Werkstoffen im Fügepunkt fein, im restlichen Fügepunkt etwas gröber und im Rest der Probe grob.
4. Den Werkstoffen wird jeweils ein zyklisches Werkstoffverhalten nach Ramberg und Osgood [Ramb 43] zugeordnet. Dieses kann entweder in Versuchen ermittelt oder aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden.
5. Zwischen den Fügeteilen wird ein reibungsbehafteter Kontakt definiert. Die geringste Streuung in der Lebensdauer ergibt sich für folgende Reibwerte:
  - $\mu_{\text{Alu-Alu}} = 2,08$
  - $\mu_{\text{Alu-Stahl}} = 0,72$
  - $\mu_{\text{Alu-Niet}} = 0,86$
  - $\mu_{\text{Stahl-Niet}} = 0,72$
6. Die fügetechnischen Eigenspannungen haben einen Einfluss auf das Verhalten der Reibkontakte. Diese werden in den Kontakten durch Übermaße von  $10 \mu\text{m}$  zwischen den folgenden Kontaktpaaren im Fügepunkt nachgebildet:
  - Stempelseitiges Blech – Matrizenseitiges Blech
  - Stempelseitiges Blech – Niet

- Matrizenseitiges Blech – Niet
  - Niet – Butzen
7. Die Last wird neben dem ersten Simulationsschritt, dem Einstellen der Übermaße, in drei weiteren Lastschritten auf die Proben aufgebracht. Die drei Lastschritte entsprechen den ersten drei Umkehrpunkten des Zeitverlaufs mit konstanter Lastamplitude. Die Beanspruchungen in den letzten beiden Lastschritten werden zur Abschätzung der Lebensdauer ausgewertet.

Die rechnerische Lebensdauer wird aus den in der FE-Simulation bestimmten Beanspruchungen in Anlehnung an die FKM-Richtlinie Nichtlinear [Fied 19] abgeschätzt. Die Abschätzung erfolgt in den folgenden Schritten:

1. Die Beanspruchungskomponenten aus der FE-Simulation mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten werden in einer Vergleichsspannung zusammengefasst. Am geeignetsten stellt sich dabei die skalierte Normalspannung  $\sigma_{v,SN}$ , ein Verfahren der kritischen Schnittebene, nach Gaier und Dannbauer [Gaie 08] heraus.
2. Aus den Vergleichsspannungen an den beiden Umkehrpunkten der Last wird ein Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  [Fied 19] berechnet, der die lokale Beanspruchung beschreibt. Die dafür benötigte Dehnungsamplitude wird aus der Vergleichsspannung mit dem Werkstoffgesetz nach Ramberg und Osgood [Ramb 43] bestimmt. Zur Berücksichtigung von Mittelspannungen wird die Mittelspannungsempfindlichkeit verwendet, die experimentell ermittelt oder aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden kann.
3. Die Beanspruchbarkeit wird durch die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie (P-Wöhlerlinie) beschrieben. Die P-Wöhlerlinie für den Werkstoff wird entweder experimentell bestimmt oder aus der Zugfestigkeit abgeschätzt.
4. Um die P-Wöhlerlinie für das Bauteil zu erhalten, wird die P-Wöhlerlinie für den Werkstoff um die statistische Stützzahl in Lastrichtung verschoben. Diese berücksichtigt die Größe der hochbeanspruchten Oberfläche im Bauteil. Da der SPR-Fügestpunkt sehr klein ist, ergeben sich sehr kleine hochbeanspruchte Oberflächen, die zu einer großen statistischen Stützzahl führen. Diese bewirkt eine Verschiebung der P-Wöhlerlinie für den Werkstoff zu höheren Festigkeiten.
5. Der Vergleich von Beanspruchung und P-Wöhlerlinie für das Bauteil (Beanspruchbarkeit) führt zur rechnerischen Lebensdauer.

Die Treffsicherheit des vorgestellten Berechnungskonzepts kann durch das Auftragen der berechneten Lebensdauer  $N_{rech}$  über der im Versuch erreichten Lebensdauer  $N_{exp}$  dargestellt werden, siehe Abbildung 2-1. Eine gute Treffsicherheit ist gegeben, wenn die Ergebnisse wenig von der Winkelhalbierenden des Diagramms abweichen. Im  $N_{rech}$ - $N_{exp}$ -Diagramm werden zum einen Versuchsergebnisse dargestellt, die zur Parametrisierung des Berechnungskonzepts verwendet wurden [Mesc 16] und zum anderen eigene Versuchsergebnisse sowie solche von [Töll 10], die zur Validierung des Konzepts dienen. Die Datenbasis enthält 457 Einzelversuche mit unterschiedlichen

Werkstoffkombinationen, Blechdicken sowie unterschiedlichen Kopfzug- und Scherzuganteilen. Die Streubänder der drei Kombinationen von Stahl- und Aluminiumblechen fallen bei Anwendung des Berechnungskonzepts zusammen. Der erstgenannte Werkstoff der drei Kombinationen (Aluminium-Aluminium, Aluminium-Stahl, Stahl-Aluminium) beschreibt dabei das stempelseitige und der zweite das matrizen-seitige Fügeblech.

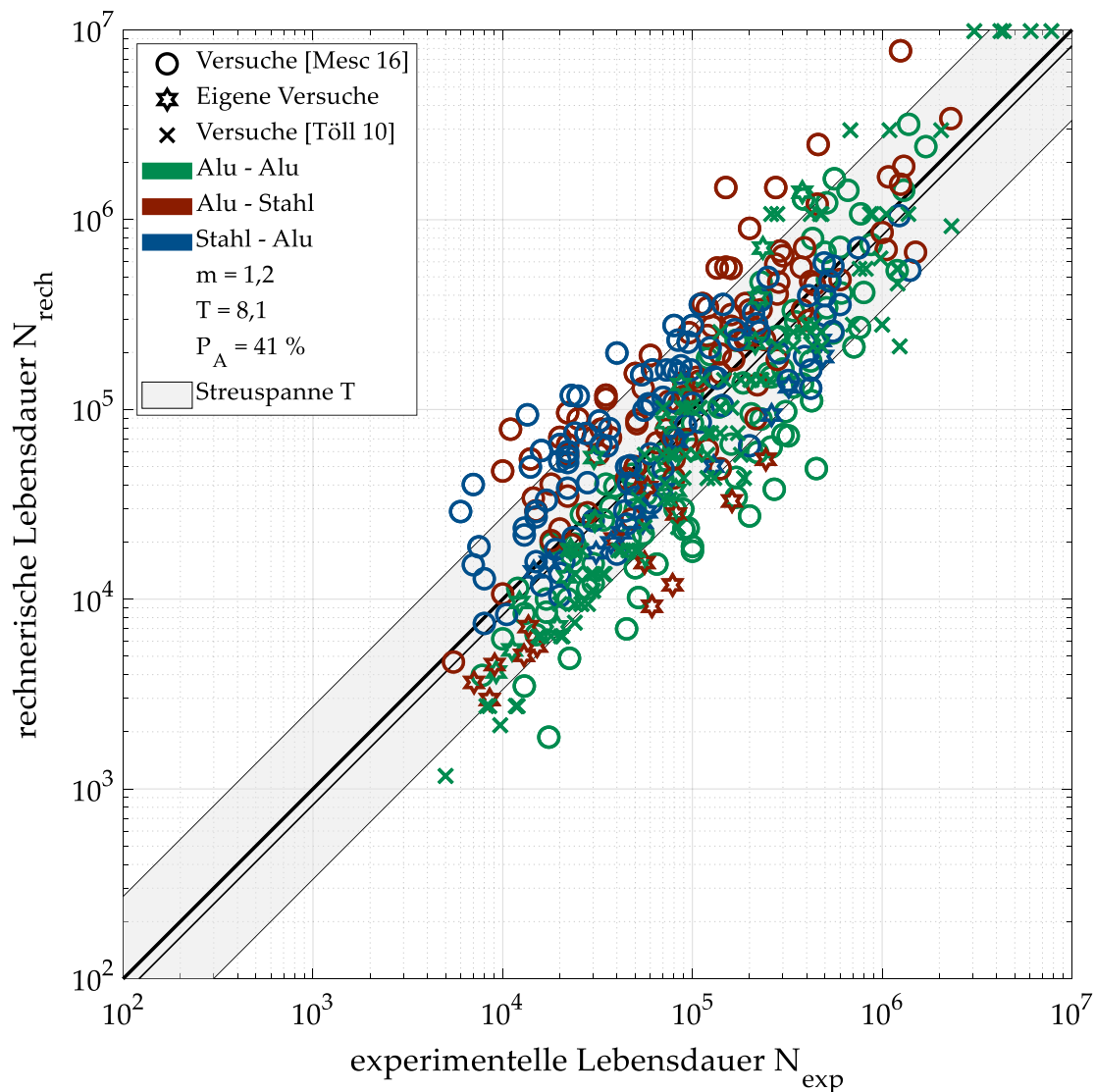


Abbildung 2-1:  $N_{rech}$ - $N_{exp}$ -Diagramm: Eigene Versuche sowie Versuche von [Mesc 16] und [Töll 10]

Die Streuspanne für die gesamte Datenbasis liegt bei  $T = 8,1$  und ist ähnlich der Streuspanne, die sich bei der Lebensdauerberechnung auf Basis des Örtlichen Konzepts bei konstanter Lastamplitude für nicht-gefügte Werkstoffproben und Bauteile [Burg 18] ergibt. Im Vergleich zur Anwendung des Örtlichen Konzepts bei proportionaler und nicht-proportionaler mehrachsiger Beanspruchung ist die Streuspanne des entwickelten Konzepts um einen Faktor von etwa 3 besser [Linn 22], bei Anwendung auf

Schweißverbindungen um einen Faktor von min. 8 [Rudo 21, Rudo 22]. Im Mittel wird rechnerisch eine kürzere Lebensdauer geschätzt als die Lebensdauer im Versuch, siehe Median  $m$  von 1,2. Die Berechnung tendiert mit einer Ausfallswahrscheinlichkeit von  $P_A = 41\%$  zur sicheren Seite. Ist eine geringere Ausfallswahrscheinlichkeit gefordert, kann diese durch die Anwendung des Sicherheitskonzepts der FKM-Richtlinie Nicht-linear [Fied 19] erreicht werden.

Die folgenden Punkte fassen zusammen, welche Ergebnisse das Konzept liefern kann und welche Einschränkungen zu beachten sind. Nähere Erläuterungen zu den Punkten sind im Fazit und Ausblick in Kapitel 8 gegeben.

1. Das Konzept kann bei Kombination weniger Fügepunkte angewendet werden. Die Anzahl der Fügepunkte ist durch die Berechnungsdauer der FE-Simulation begrenzt. Die Anwendung erfolgt in dieser Arbeit nur auf einzelne Fügepunkte.
2. Das Konzept liefert rechnerische Lebensdauern im Zeitfestigkeitsbereich.
3. Das Konzept liefert rechnerische Lebensdauern bei Belastung mit konstanter Amplitude.
4. Der Anrissort im Fügepunkt kann abgeschätzt werden.
5. Der Einfluss der Lasteinleitungsrichtung auf die Festigkeit kann abgeschätzt werden.
6. Der Einfluss einer Mittellast auf die Festigkeit kann abgeschätzt werden.

Im Konzept werden an einzelnen Stellen gegenüber der Realität vereinfachende Annahmen getroffen, um das Konzept im Hinblick auf den Zeitaufwand und Wirtschaftlichkeit anwendbar zu machen. Nähere Erläuterungen zu den Punkten sind ebenfalls im Fazit und Ausblick in Kapitel 8 gegeben.

1. Das zyklische Werkstoffverhalten wird unabhängig vom Umformgrad den Fügeanteilen zugeordnet.
2. Die Reibwerte in der Fügeverbindung werden empirisch ermittelt. Dabei ergeben sich vergleichsweise große Werte, siehe beispielsweise  $\mu_{\text{Alu-Alu}} = 2,08$ . Diese werden hauptsächlich durch die Versuche bei reinem Scherzug bestimmt. Da die rechnerischen Lebensdauern bei reinem Scherzug sensibel auf die Reibwerte reagieren, sollten die rechnerischen Lebensdauern bei Anwendung des Konzepts bei dieser Beanspruchungsart auf Plausibilität überprüft werden. Die häufig verwendeten einschnittig überlappten Scherzugproben fallen nicht in diese Kategorie, da am Fügepunkt eine Mischbeanspruchung von Scher-, Schäl- und Kopfzug auftritt.
3. Die fügebedingten Eigenspannungen in der Verbindung werden vereinfachend durch Übermaße in den Kontakten der FE-Simulation berücksichtigt.
4. Für die bruchmechanische Stützzahl wird aufgrund der großen statistischen Stützzahl der konservative Wert von 1 verwendet.
5. Die Oberflächenrauheit der Fügeteile wird nicht berücksichtigt.

---

Mit dem vorgeschlagenem Berechnungskonzept kann die Lebensdauer von stanzgenieteten Fügestellen rechnerisch gut abgeschätzt werden. Die aufwendige, experimentelle Ermittlung der Schwingfestigkeit eines Fügepunkts mit gefügten Proben bei Betrachtung unterschiedlicher Kombinationen von Werkstoff, Blechdicke oder Nietgeometrie kann zukünftig entfallen. Für die Anwendung des Berechnungskonzepts sind nur noch die Geometrie des Fügepunkts sowie die zyklischen Werkstoffkennwerte für die Fügebleche und den Stanzniet erforderlich, die häufig der Literatur entnommen oder aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden können.





## 3 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden die für das Verständnis dieser Arbeit benötigten Grundlagen beschrieben. Im ersten Abschnitt 3.1 wird das Fügeverfahren *Stanznieten mit Halbhohl Niet* vorgestellt. Anschließend wird auf Einflussgrößen auf die Qualität und Festigkeit der Verbindung eingegangen und bestehende Konzepte zur Durchführung eines rechnerischen Festigkeitsnachweises für stanzgenietete Proben und Bauteile beschrieben. In Abschnitt 3.2 werden in dieser Arbeit benötigte Grundlagen der Betriebsfestigkeit zusammengefasst und auf Themen wie die Mittelspannungsempfindlichkeit oder zyklische Werkstoffkennwerte eingegangen. Im letzten Abschnitt 3.3 wird das Vorgehen der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens – Für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen“ [Fied 19] zur Anwendung des Örtlichen Konzepts beschrieben.

### 3.1 Stanznieten mit Halbhohl Niet

Den Begriff *Fügen* definiert DIN 8593 [DIN 8593] als:

*Das auf Dauer angelegte Verbinden oder sonstige Zusammenbringen von zwei oder mehr Werkstücken geometrisch bestimmter Form oder von ebensolchen Werkstücken mit formlosem Stoff. Dabei wird jeweils der Zusammenhalt örtlich geschaffen und im Ganzen vermehrt.*

*Fügen* stellt eine Hauptgruppe im Bereich der Fertigungsverfahren dar. Das in dieser Arbeit im Mittelpunkt stehende Verfahren *Stanznieten mit Halbhohl Niet* gehört zur Gruppe *Fügen durch Umformen* [DIN 8593-5], die sich durch die örtliche Umformung der Füge- bzw. Hilfsfügeteile auszeichnet, sodass im Allgemeinen eine formschlüssige, nicht zerstörungsfrei lösbare Verbindung entsteht. Das zur Untergruppe *Fügen durch Nietverfahren* gehörende *Stanznieten*, siehe Abbildung 3-1, ist definiert als *Fügen durch Einspreizen eines Hilfsfügeteils* und beinhaltet das *Stanznieten mit Vollniet* und das *Stanznieten mit Halbhohl Niet*.

Beim *Stanznieten mit Halbhohl Niet* (engl. *self-pierce riveting* – kurz *SPR*) werden zwei oder mehr Fügeteile durch eine punktförmige Verbindung gefügt, ohne dass eine Vorlochoperation nötig ist. Voraussetzung ist die beidseitige Zugänglichkeit der Fügestelle. Der Verfahrensablauf zur Erstellung einer *SPR*-Verbindung ist in Abbildung 3-2 schematisch dargestellt. Im ersten Schritt werden die – in diesem Fall zwei – Fügeteile stempel- und matrizenseitiges Blech auf einer Matrize platziert und mittels eines Niederhalters fixiert und vorgespannt. Durch die Vorspannkraft werden Relativbewegun-

gen zwischen den Fügeteilen weitestgehend vermieden, wodurch die Höhe der Vorspannkraft einen Einfluss auf die Geometrie des Fügepunkts aufweist, [Phil 06]. Im zweiten Schritt wird mit dem Hilfsfügeteil in Form eines Halbhohlriets durch die Kraft des Nietstempels im Scherschneidvorgang in der Regel das stempelseitige Blech durchtrennt. Anschließend wird im dritten Schritt der Halbhohlriet in der Matrize umgeformt, sodass dieser sich aufspreizt und im matrizenseitigen Blech einen Schließkopf bildet, [Hahn 99]. Das ausgestanzte Teil des stempelseitigen Blechs, der sogenannte Butzen, wird in der Verbindung eingeschlossen. Durch die Umformung der Fügeteile und des Stanzniet ergibt sich eine formschlüssige Verbindung, [Kloc 17]. Zusätzlich ergibt sich durch die axiale und radiale Verspannung des Stanzniet ein Kraftschluss, [Matt 03].

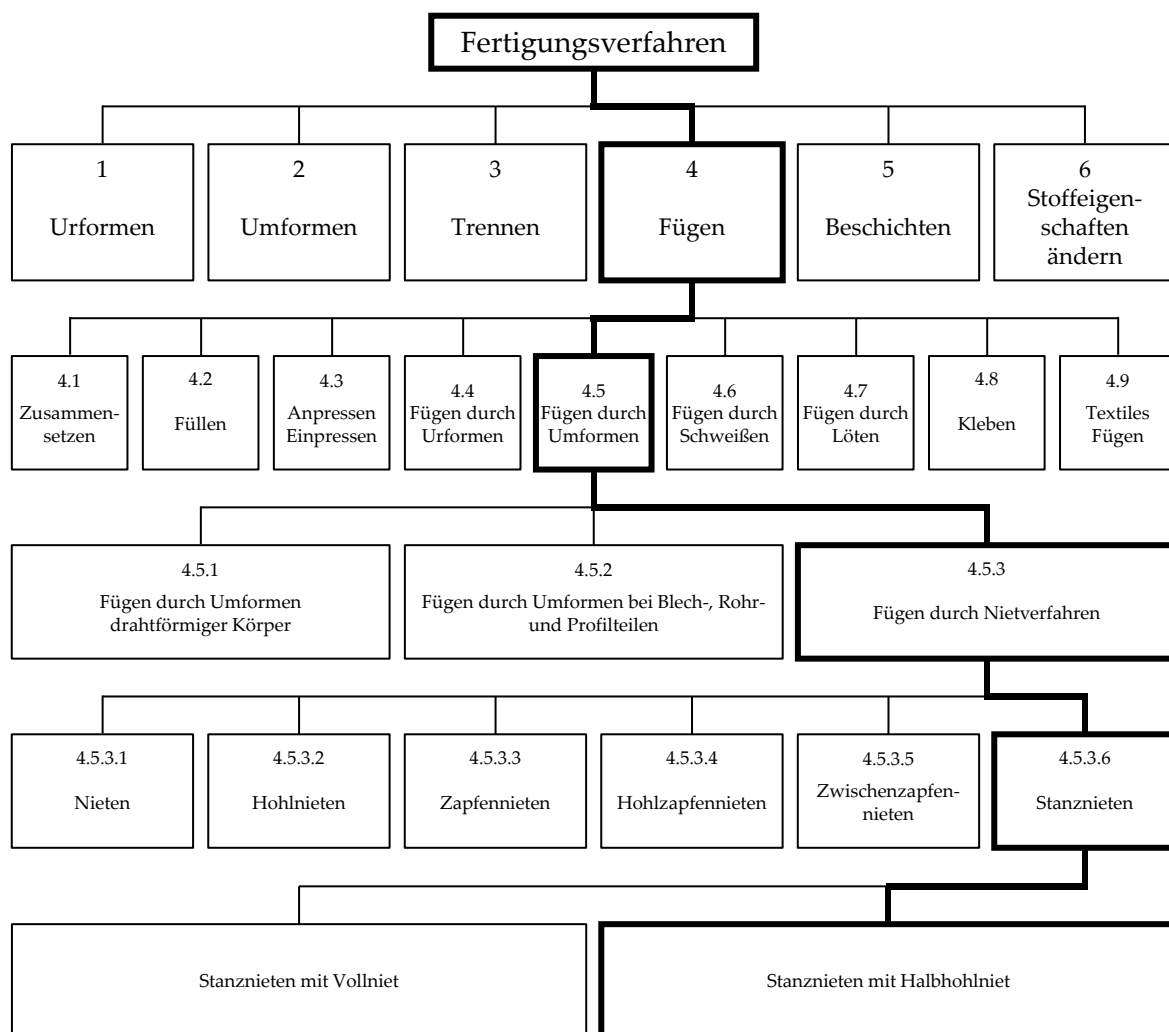


Abbildung 3-1: Einordnung des Fertigungsverfahrens Stanznieten in die Systematik der DIN 8593

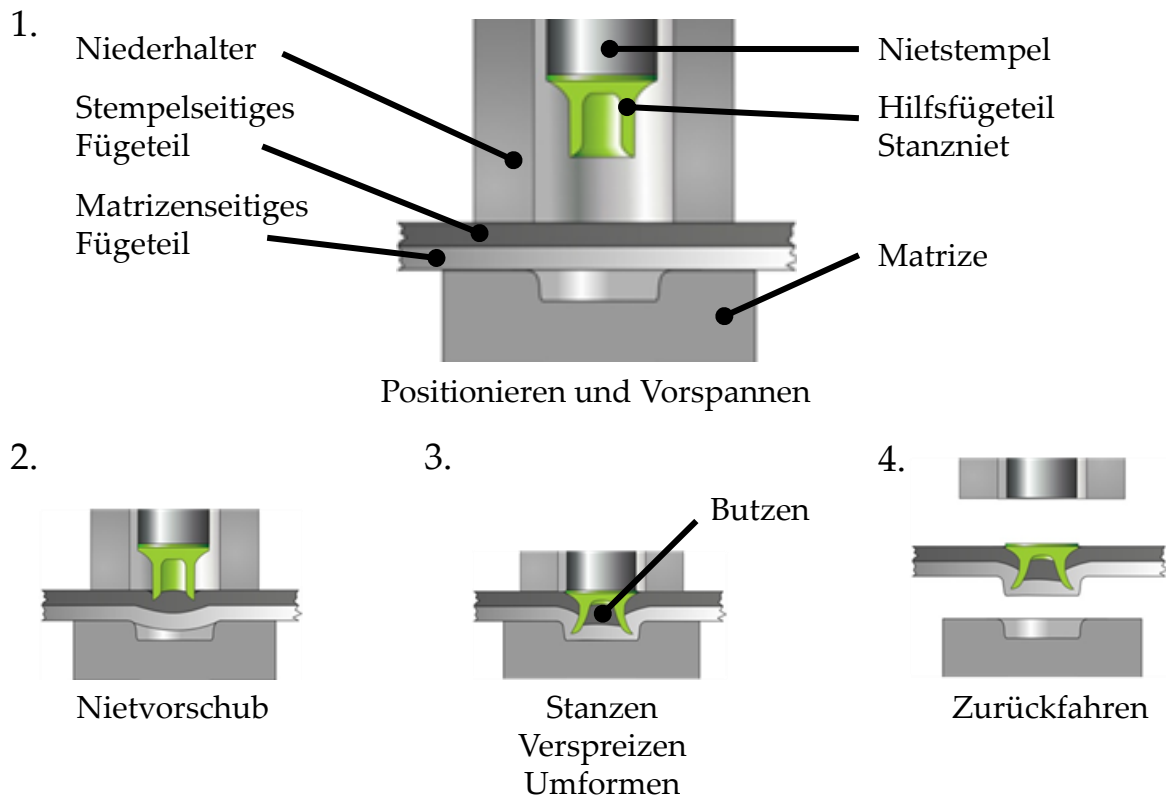


Abbildung 3-2: Stanznieten mit Halbhohlriet, Abbildungen nach [Otro 21]

Aufgrund des Verfahrensablaufs zur Erstellung des Fügepunkts ergeben sich nach Li et. al [Li 17] folgende Vorteile gegenüber herkömmlichen Fügeverfahren. Die Aufzählung wurde um Erkenntnisse aus weiterer Literatur ergänzt.

1. Der Fügeprozess ist verträglich mit der Umwelt, da kein Rauch, keine Funken, wenig Lärm und keine Verdreckung der Umgebung entstehen.
2. Fügen von gleichen und unterschiedlichen Werkstoffen ist möglich. Fügbar sind beispielsweise: Stahl, Aluminium, andere Metalle, Kunststoffe, Verbundwerkstoffe, Gummi und beschichtete oder lackierte Bleche. Auch das zusätzliche Verwenden von Klebstoffen oder vorhandener Verschmutzung zwischen den Fügeparten stellen kein Problem dar. Voraussetzung für den Fügeprozess ist eine ausreichende Duktilität des matritzenseitigen Blechs, [EAA 15].
3. Im Fügeprozess ist kein Vorlochen und damit aufwendiges Ausrichten der Fügeparten notwendig, [Lieb 93, EAA 15].
4. Für den Fügeprozess ist keine Oberflächenvorbehandlung notwendig.
5. Der Fügeprozess kann zusammen mit Schmier- und Klebstoffen durchgeführt werden.
6. Der Fügeprozess benötigt nur einen geringen Energiebedarf.
7. Die Werkzeuge weisen mit über 200.000 Fügepunkten bis zum Werkzeugaustausch eine hohe Lebensdauer auf.
8. Der Fügeprozess ist einfach zu automatisieren und zu überwachen.
9. Der Fügeprozess hat eine kurze Zykluszeit von 1 bis 4 Sekunden.

10. Die Fügeverbindung kann wasserdicht erstellt werden.
11. Der Fügeprozess hat keine Auswirkung auf die Wärmebehandlung der Füge-  
teile, da im Prozess keine Wärme eingebracht wird.
12. Die Verbindung weist eine hohe quasistatische und Ermüdungsfestigkeit auf.

Im Gegensatz dazu werden folgende Nachteile genannt:

1. Für den Fügeprozess ist ein beidseitiger Zugang zur Fügeverbindung bei klas-  
sischen SPR-Verbindungen nötig, wie sie in dieser Arbeit betrachtet werden.  
Ein alternatives Verfahren nach Liu et al. [Liu 13] benötigt dagegen nur einsei-  
tigen Zugang.
2. Im Fügeprozess bildet sich auf einer Fügepunktseite ein Schließkopf aus.
3. Durch den Stanzniet ergeben sich zusätzliche Kosten und Gewicht.
4. Zwischen Stahlniet und Aluminiumblech besteht die Möglichkeit, dass galva-  
nische Korrosion auftritt. Diese kann durch eine zusätzliche Korrosionsschutz-  
schicht verhindert werden.
5. Spröde Werkstoffe können auf der Matrizen-  
seite nicht gefügt werden.
6. Für den Fügeprozess sind hohe Fügekräfte erforderlich.

### 3.1.1 Einflussgrößen auf Qualität und Festigkeit der SPR-Verbindung

Die Festigkeit einer SPR-Verbindung bei zyklischer Belastung wird von vielen Fakto-  
ren beeinflusst. Einerseits gibt es zahlreiche Faktoren, die die Qualität des Fügepunkts  
während des Fügevorgangs beeinflussen. Andererseits gibt es Faktoren, die, unter Vo-  
raussetzung eines Fügepunkts mit hoher Qualität, die zyklische Festigkeit beeinflus-  
sen. Abbildung 3-3 zeigt die wichtigsten Qualitätskriterien Nietkopfdlage, Hinter-  
schnitt und Restbodendicke zur Beurteilung der SPR-Verbindung.

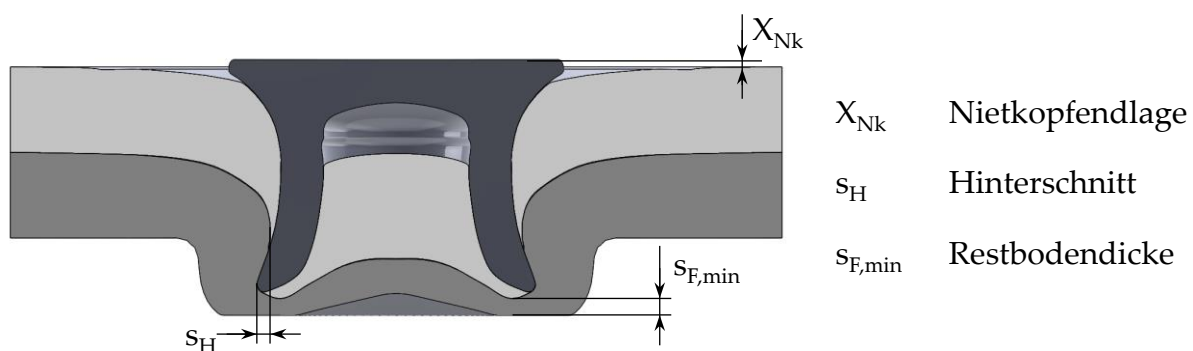


Abbildung 3-3: Qualitätskriterien der Stanznietverbindung in Anlehnung an  
[Hahn 95a]

#### *Nietkopfdlage*

Die Nietkopfdlage  $X_{Nk}$  beschreibt den Abstand zwischen Nietkopf und der Oberflä-  
che des stempelseitigen Blechs. Diese darf nicht zu groß sein, um das Entstehen eines  
Spalts zu verhindern. Dieser begünstigt zum einen das Eindringen korrosiver Medien

und kann zum anderen erhöhte Relativbewegungen des stempelseitigen Blechs zulassen, was sich negativ auf den Form- und Kraftschluss und somit auf die Festigkeit der Verbindung auswirkt. Des Weiteren deutet eine zu große Nietkopfdlage bei zerstörungsfreier Prüfung auf einen geringen Hinterschnitt  $s_H$  hin. Die Nietkopfdlage darf nicht zu klein gewählt werden, um Verformungen im stempelseitigen Blech so gering wie möglich zu halten. Empfohlen wird eine Nietkopfdlage zwischen 0,3 mm und - 0,5 mm. [Cher 04, Li 14, Li 17]

#### *Hinterschnitt*

Der Hinterschnitt  $s_H$  ist in Bezug auf die Festigkeit der Verbindung die wichtigste Größe, denn dieser ist für den Formschluss der Verbindung verantwortlich. Mit steigendem Hinterschnitt steigt beispielsweise die Kopfzugfestigkeit bei quasistatischer Last an. Für ein matrizenseitiges Blech aus Aluminium wird mindestens  $s_H = 0,4$  mm empfohlen. Für ein Stahlblech kann der Grenzwert auf  $s_H = 0,2$  mm reduziert werden. [Han 10, Mori 13, Li 17]

#### *Restbodendicke*

Die Restbodendicke  $s_{F,min}$  beschreibt die dünnste Stelle des matrizenseitigen Blechs. Diese hat nur einen geringen Einfluss auf die Festigkeit der Verbindung, hat aber einen Einfluss auf das Vibrationsverhalten und damit auf die Geräuschentwicklung bei zyklischer Belastung. Bei zu geringer Restbodendicke können im Fügeprozess Risse auftreten, die das Eindringen korrosiver Medien in die Verbindung ermöglichen. Empfohlen wird eine Restbodendicke von mindestens  $s_{F,min} = 0,2$  mm. [Hahn 96, Cher 04, Han 10]

Weitere Merkmale zur Beurteilung der Qualität der Stanznietverbindung sind unter anderem Risse im Schließkopf, Ausknicken des Stanzniet, Risse im Niet oder Spalten zwischen den Fügeblechen. Im Folgenden werden wesentliche Faktoren benannt, die einen Einfluss auf die Qualität und die Festigkeit des Fügepunkts bei statischer und zyklischer Belastung haben.

#### *Werkstoff der Bleche*

SPR-Verbindungen können mit Blechen aus demselben Werkstoff oder mit Blechen aus unterschiedlichen Werkstoffen sowie aus zwei oder mehr überlappenden Blechen hergestellt werden. Die Blechwerkstoffe müssen dabei weicher sein als der Werkstoff des Stanzniet, damit dieser die Bleche durchtrennen und umformen kann. Bei der Anordnung der Bleche sollte das dickere Blech und das Blech mit der höheren Festigkeit matrizenseitig angeordnet werden. Anforderung für das matrizenseitige Blech ist außerdem eine ausreichende Duktilität, damit sich ein Hinterschnitt ausbilden kann. Spröde Werkstoffe müssen stempelseitig angeordnet werden. Die verwendete Werkstoffkombination hat dabei einen Einfluss auf das Versagensverhalten. Bei einer artreinen Aluminium-Verbindung tritt aufgrund der deutlich niedrigeren Ermüdungsfestigkeit des Aluminiums im Vergleich zum Nietwerkstoff ein Versagen in den Alu-

minium-Fügeteilen auf. Bei Verwendung von Stahl-Fügeteilen kann auch ein Versagen des Niets vorkommen, das mit einer zu geringen Zähigkeit des Niets aufgrund der erforderlichen hohen Härte begründet wird. [Iyer 02, Hahn 02, Cher 04, EAA 15]

#### *Werkstoff des Stanzniets*

Die Streckgrenze des Stanzniets muss auf die Fügebleche abgestimmt werden. Ist die Streckgrenze zu niedrig, verformt sich der Stanzniet vor dem Durchtrennen des stempelseitigen Blechs, ist die Streckgrenze zu hoch, kann sich im matrizenseitigen Blech nicht der benötigte Hinterschnitt ausbilden. Um galvanische Korrosion zu verhindern, kann eine Schutzschicht auf den Stahlniet aufgetragen oder Stanzniete aus Aluminium verwendet werden. Stanzniete aus Aluminium haben den weiteren Vorteil, dass reine Aluminium-Verbindungen möglich sind, die leicht recycelt werden können. [Xu 06a, EAA 15, Hoan 10, Hoan 11, Hoan 13]

#### *Geometrie des Stanzniets*

Die Länge des Niets hat einen Einfluss auf die Größe des Hinterschnitts und der Restbodendicke. Diese kann beispielsweise für einen Nietdurchmesser von 5 mm abgeschätzt werden, indem zur Dicke des Blechpakets 3,5 mm addiert werden. Ein Einfluss der Geometrie auf die zyklische Festigkeit zeigt sich nur bei Kopfzug-, nicht bei Scherzugbelastung. [Hahn 02, EAA 15]

#### *Geometrie der Matrize*

Die Geometrie der Matrize hat einen Einfluss auf den Hinterschnitt. Dieser wird bei größerem Durchmesser der Matrize geringer. Abhilfe kann durch einen Dorn in der Matrize erfolgen, der den Stanzniet stärker spreizt und so zu mehr Hinterschnitt beiträgt. Eine höhere Dornhöhe führt zu einer höheren statischen Festigkeit, hat aber keinen Einfluss auf die zyklische Festigkeit. Der Nachteil eines höheren Dorns ist die größere plastische Verformung der Bleche und damit das steigende Risiko auftretender Risse während des Fügevorgangs. Je tiefer die Matrize gewählt wird, desto niedriger ist die benötigte Fügekraft, aber auch der Hinterschnitt. Zu tiefe Matrizen können gerade bei weniger duktilen Werkstoffen die Rissbildung begünstigen. Dem kann durch schräge Seitenwände der Matrize entgegengewirkt werden, die auch das Auslösen am Ende des Fügevorgangs vereinfachen. [Sund 83, Fu 01, Li 10, Li 17]

#### *Fügeeinrichtung*

Die Fügeeinrichtung muss die benötigte Fügekraft aufbringen können und steif gebaut sein, um die hohen Fügekräfte möglichst verformungsarm ertragen zu können. Ein Lateralversatz (Versatz zwischen den Mittelachsen von Stempel und Matrize) und ein Winkelversatz zwischen den Achsen haben Auswirkung auf die statische und zyklische Festigkeit der Verbindung. Unter statischer Last ist der Einfluss auf die Festigkeit abhängig von der Richtung des Lateral- oder Winkelversatzes und kann festigkeitssteigernd sein. Bei zyklischer Last führt ein Lateral- oder Winkelversatz unabhängig von der Richtung immer zu einer Reduzierung der Festigkeit. [Hahn 96]

### *Fügekraft*

Die Fügekraft setzt sich aus zwei Teilen zusammen: der erste Teil zu Beginn des Fügevorgangs dient hauptsächlich dem Durchstanzen des stempelseitigen Blechs, der zweite (größere) Teil dem Aufspreizen des Stanznietes in der Matrize. Die Fügekraft liegt je nach Werkstoffen, Blechdicken und verwendeter Füge­teile zwischen 20 und 100 kN. Eine zu niedrige Fügekraft führt zu einer hohen Kopfendlage und damit zu einem geringen Hinterschnitt. Eine zu hohe Fügekraft führt zu einer niedrigen Kopfendlage und damit zur Beschädigung des stempelseitigen Blechs und einer geringen Restbodendicke. Die statische Festigkeit steigt bis zu einem gewissen Punkt mit der Fügekraft an, während für die zyklische Festigkeit der Einfluss schon bei deutlich niedrigeren Fügekraften abnimmt. Einfluss auf die Fügekraft haben die Fügegeschwindigkeit, Nietdurchmesser, Form der Nietspitze, Nietlänge, Reibung zwischen Niet und Fügeblech, Form der Matrize, Dicke und Härte des Blechwerkstoffs sowie des Nieten und der Versatz zwischen Stempel und Matrize. [Hill 94, Fu 03, Hou 04, Kim 06, Han 10, Li 17]

### *Design des Fügepunkts*

Bei der Anordnung der Bleche sollte sich möglichst der dünnere und weichere Werkstoff auf der Stempelseite befinden. Bei reinen Aluminium-Verbindungen sind Blechpakete bis 12 mm ffügbar, bei Stahl bis zu 6 mm. Dabei ist ein Mindestabstand abhängig vom Nietdurchmesser vom Blechrand einzuhalten, um ein Ausreißen und damit eine Verringerung der Festigkeit zu vermeiden. [Sund 83, EAA 15, Li 17]

### *Fügebedingte Eigenspannung*

Durch den Fügeprozess entstehen in der SPR-Verbindung Eigenspannungen, die meist einen positiven Einfluss auf das Festigkeitsverhalten haben, da diese die Klemmkraft zwischen den Füge­teilen erhöhen. [Cher 04, Mesc 16]

### *Reibung und Reibkorrosion*

Durch Reibung kommt es zur Veränderung der Oberflächenschicht und zu Oxidation der Füge­teile. An Aluminiumoberflächen entsteht als schwarzer Staub Aluminiumoxid  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und an Stahloberflächen als roter Staub Eisenoxid  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ . Die Oxidationspartikel führen zusammen mit dem hohen Druck in der Verbindung zu Abrieb und damit zu einer höheren Rauheit und Reibungskoeffizienten in der Verbindung. Diese erhöhte Reibung wirkt sich positiv auf die Festigkeit bei zyklischer Beanspruchung aus. Beispielsweise zeigen Versuche, bei denen eine Teflonschicht in die SPR-Verbindung eingearbeitet wurde, um die Reibung zu reduzieren, eine geringere Festigkeit als Versuche ohne Teflonschicht. Der Einfluss von Reibverschleiß auf die Ermüdungsfestigkeit wird als nicht signifikant angesehen. [Iyer 02, Chen 03, Cher 04, Iyer 05, Han 06, Li 14, Zhan 19]

### *Lasteinleitung*

Einen großen Einfluss auf die statische und zyklische Festigkeit hat die Richtung, in der die Last in die SPR-Verbindung eingeleitet wird. Die Festigkeit bei Scherzugbelastung (Lasteinleitungswinkel  $\vartheta = 0^\circ$ ) ist deutlich höher als bei Kopfzugbelastung (Lasteinleitungswinkel  $\vartheta = 90^\circ$ ). Hahn et al. [Hahn 02] haben beispielsweise für eine artreine Aluminium-Verbindung die Festigkeit für eine Lastwechselzahl von  $2 \cdot 10^6$  ermittelt. Die Festigkeit unter Scherzug ist dabei um den Faktor 5 größer als bei Kopfzug. Für die Lasteinleitungswinkel zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$  ergeben sich Festigkeiten zwischen diesen Grenzen. Die Lasteinleitungsrichtung hat einen Einfluss auf die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden und auf die Lage des Versagensorts. [Hahn 02, Choi 17, Kang 20]

### **3.1.2 Bauteilauslegung**

Bei der Auslegung von Bauteilen mit SPR-Verbindung muss zwischen zwei Schritten unterschieden werden. Zum einen muss die Qualität des Fügepunkts den Anforderungen entsprechen, um die zuvor beschriebenen Qualitätskriterien Hinterschnitt, Restbodendicke und Nietkopfdlage zu erfüllen. Diese sind besonders beeinflusst durch die verwendeten Werkstoffe, Niet- und Matrizengeometrie, Fügegeschwindigkeit und Fügekräfte, [Xu 06b]. Zum anderen muss jede Verbindung des Bauteils die auftretenden statischen Lasten und die zyklischen Lasten innerhalb der geforderten Lebensdauer ertragen.

Um optimal ausgebildete SPR-Verbindung zu erhalten, müssen die Prozessparameter (z.B. Fügekraft, Nietkopfdlage, Nietdurchmesser, Matrizengeometrie usw.) für das Fügen empirisch gefunden werden. Von Fügepunkten, die mit unterschiedlichen Prozessparameter gefertigt werden, müssen Schlibbilder ausgewertet werden, um die in Abschnitt 3.1.1 beschriebenen Kenngrößen eines Fügepunkts auszuwerten. Um dieses aufwendige Vorgehen zu verkürzen, kann die physikalische Fertigung durch eine Fügésimulationen ersetzt werden. Diese erfolgt aufgrund der Achsensymmetrie des Fügepunkts in der Regel als nichtlineare 2D-Simulation. Nach Xu [Xu 06a] ist es erforderlich, nichtlineares Werkstoffverhalten aufgrund der großen Verformungen während des Fügens, zu berücksichtigen. Das Werkstoffverhalten basiert dabei auf Spannungs-Dehnungs-Kurven aus quasistatischen Versuchen, die mittels Extrapolationsansätzen oberhalb der Gleichmaßdehnung zu größeren Dehnungen fortgeführt werden, [Döll 01]. Zusätzlich müssen zwischen den Körpern nichtlineare Kontakte verwendet werden, um das Reibverhalten zwischen den Fügeteilen nachbilden zu können. Aus dem Ergebnis können dann wiederum die Kenngrößen des Fügepunkts ausgewertet und damit die Prozessparameter eingestellt werden. Die ersten Veröffentlichungen zum Thema Fügésimulation von SPR-Verbindungen sind vermutlich von Khezri [Khez 00] und Dölle [Döll 01] vorgestellt worden. Im Laufe der folgenden Jahre wurden diese Simulationsmodelle weiterentwickelt und mit diesen die Einflüsse auf



den Fügeprozess untersucht. Beispielsweise nutzen Mori et al. in einigen Veröffentlichungen Fugesimulationen, um geometrische Randbedingungen der Füge­teile zu bestimmen (z.B.: maximale Dicke der Füge­teilwerkstoffe oder Mindestdicke der Nietbeine, um Stauchen zu vermeiden). Beispielsweise untersuchen sie das Fügen von hochfestem Stahl [Mori 06] oder das Fügen von dreilagigen SPR-Verbindungen [Mori 13]. Presz und Cacko [Pres 10] nutzen Fugesimulationen, um bei der Entwicklung eines Mikro-Stanzniet­ mit einem Durchmesser von 1 mm die Fügbarkeit zu testen. Da Fugesimulationen nicht im Fokus dieser Arbeit stehen, wird auf diese nicht weiter eingegangen. Einen guten Überblick über die internationale Literatur liefert Li [Li 17].

FE-Simulationen werden nicht nur zur Simulation des Füge­prozesses eingesetzt, sondern auch zur Bestimmung der Festigkeit bei quasistatischer und zyklischer Belastung. Bouchard et al. [Bouc 08] ermitteln in einer 2D-Fugesimulation die Füge­punkt­geometrie und die füge­bedingten Eigenspannungen. Anschließend wird durch Rotation ein dreidimensionaler Füge­punkt erstellt und dieser statisch unter Scherbeanspruchung belastet. Bei Berücksichtigung der Eigenspannungen ergibt sich im Vergleich zum Versuch eine 10 % niedrigere statische Festigkeit, wohingegen sich ohne die Berücksichtigung von Eigenspannungen eine 50 % niedrigere statische Festigkeit ergibt. Porcaro et al. [Porc 06a, Porc 06b] berechnen mit selbigem Vorgehen bei unterschiedlichen Lasteinleitungswinkeln ähnlich gute quasistatische Festigkeiten.

Konzepte zur Auslegung von einzelnen Füge­punkten oder komplexen Bauteilen mit SPR-Verbindungen unter zyklischer Belastung lassen sich in zwei Gruppen einteilen:

1. Konzepte, die nur geeignet sind, einfache Geometrien mit wenigen Füge­punkten auszulegen. Diese beruhen entweder auf analytischen Ansätzen, die nur für einfache Geometrien abgeleitet sind oder beinhalten aufwendige und damit berechnungsintensive FE-Simulationen, die bei einer großen Anzahl an Füge­punkten aufgrund des Rechenaufwands nicht lösbar sind. Vorteil dieser Konzepte sind die im Vergleich zu den Konzepten der zweiten Gruppe einfach zu bestimmenden Eingangsparameter.
2. Konzepte, die auch für die Auslegung komplexer Bauteile mit einer Vielzahl an Füge­punkten geeignet sind. Diese beruhen auf FE-Simulationen mit Schalenelementen, in denen die Füge­punkte mit Hilfe von Ersatzmodellen nachgebildet werden. Aus den Beanspruchungen am Ersatzmodell wird eine Lebensdauer des Füge­punkts abgeleitet. Dafür muss der Zusammenhang zwischen der Beanspruchung und der Lebensdauer für den einzelnen Füge­punkt bei der jeweiligen Belastungsrichtung bekannt sein. Dieser kann mit Hilfe eines umfangreichen Versuchsprogramms, den Konzepten der ersten Gruppe oder, bei ausreichender Datenlage, aus einer Datenbank abgeschätzt werden.

Tabelle 3-1 und Tabelle 3-2 geben einen Überblick über die Konzepte der ersten und der zweiten Gruppe. In den anschließenden Abschnitten werden die Konzepte im Detail erläutert. Bei einigen dieser Konzepte handelt es sich um nicht fertig ausgearbeitete Ansätze oder es ergeben sich bei Anwendung schlechte Treffsicherheiten.

Tabelle 3-1: Zusammenfassung der Konzepte der ersten Gruppe

Konzepte der ersten Gruppe

Diese Konzepte sind nur geeignet einzelne Fügpunkte oder Geometrien mit wenigen Fügepunkten auszuliegen. Sie können in drei Unterkategorien eingeteilt werden.

Gruppe	Abschnitt	Lebensdauerabschätzung
Konzepte auf Basis von Strukturspannungen	3.1.2.1	Für einfache Geometrien sind Gleichungen zur Berechnung einer Strukturspannung aus der Belastung hergeleitet. Aus der Strukturspannung kann mit Hilfe einer Masterwöhlerlinie, die auf Versuchsergebnissen an SPR-Fügepunkten beruht, eine rechnerische Lebensdauer abgeschätzt werden.
Konzepte auf Basis von Formzahlen	3.1.2.2	Auf Grundlage von Geometrieparametern, Formzahlen, der äußeren Last und Korrekturfaktoren wird eine Ersatzspannung bestimmt, mit der eine rechnerische Lebensdauerabschätzung durchgeführt wird.
Konzepte auf Grundlage von 3D-FE-Simulationen	3.1.2.3	In FE-Simulation mit dreidimensionalem Fügepunkt werden die lokalen Beanspruchungen bestimmt. Die rechnerische Lebensdauerabschätzung erfolgt entweder mit einer Masterwöhlerlinie, beruhend auf Versuchen an SPR-Fügepunkten oder auf einer Werkstoffwöhlerlinie.

Tabelle 3-2: Zusammenfassung der Konzepte der zweiten Gruppe

Konzepte der zweiten Gruppe

Für die Auslegung von Bauteilen mit Konzepten dieser Gruppe wird die Bauteilgeometrie als Schalendmodell für die FESimulation erstellt. Die Fügepunkte werden durch Ersatzmodelle modelliert. Die Konzepte dieser Gruppe unterscheiden sich lediglich in der Art des Ersatzmodells und der Auswertung der vorliegenden Beanspruchungen.

Konzept	Abschnitt	Ersatzmodell	Lebensdauerabschätzung
Auslegung nach Rupp [Rupp 95] für Schweißpunkte	3.1.2.4	Verbindung der Fügbleche durch ein Hexaederelement.	Aus Kräften und Momenten am Ersatzelement wird eine Vergleichsstrukturspannung gebildet, die mit einem auf Versuchen basierendem Parametersatz korrigiert wird. Mit einer Werkstoffwöhlerlinie wird die Lebensdauer abgeschätzt.
FEMFAT spot	3.1.2.5	Verbindung der Fügbleche durch Balken-Elemente.	Aus den Vergleichsspannungen in den Fügblechen und einer Wöhlerlinie, die abhängig von der Zugfestigkeit der Fügbleche aus einer Datenbank bestimmt wird, erfolgt die Lebensdauerabschätzung.
Konzept nach Chergui [Cher 04]	3.1.2.6	Fügekupplungsgeometrie aus Schalenlementen	Für eine rechnerische Lebensdauerabschätzung wird keine geeignete Vergleichsspannung ermittelt.
Battelle Strukturspannungen	3.1.2.7	Verbindung der Fügbleche durch Balken-Elemente.	Aus Kräften und Momenten am Ersatzelement wird eine Vergleichsstrukturspannung unter Berücksichtigung einer auf Versuchen basierenden Korrekturfunktion gebildet.
Globales und Lokales Konzept	3.1.2.8 3.1.2.9	Bushing Connector mit Freiheitsgraden	Aus Scher- und Normalkraft am Connector wird der Belastungswinkel des Fügepunkts bestimmt. Für diesen Winkel und das Spannungsverhältnis wird eine Wöhlerlinie zur Lebensdauerabschätzung erzeugt.

### 3.1.2.1 Konzepte auf Grundlage von Strukturspannungen

Radaj und Zhang [Rada 89, Rada 91a, Rada 91b, Rada 92, Zhan 97, Zhan 01] berechnen auf Grundlage von Spannungsintensitätsfaktoren Strukturspannungen am potentiellen Versagensort von Schweißpunkten. Su et al. [Su 14] wandeln dieses Vorgehen für Clinch- und SPR-Verbindungen ab und geben Gleichungen zur Berechnung von Strukturspannungen am Versagensort für einfach überlappte Scherzugproben an, siehe Abbildung 3-4. Der experimentell ermittelte Versagensort liegt im stempelseitigen Blech im Kontaktbereich zum matrizenseitigen Blech. Die gegebenen Gleichungen zur Berechnung der Strukturspannung gelten daher für das stempelseitige Blech. Einfluss auf die Strukturspannung haben die angreifende Kraft, die Dicke des stempelseitigen Blechs  $t_s$ , die Breite der Probe  $b$ , der Durchmesser  $d$  des Stanzniets und die Querkontraktionszahl  $\nu$ . Ausgewertet wird die Strukturspannung am Ort des experimentellen Versagens. Die Lebensdauer wird anschließend aus der jeweiligen Werkstoff-Wöhlerlinie abgeschätzt.

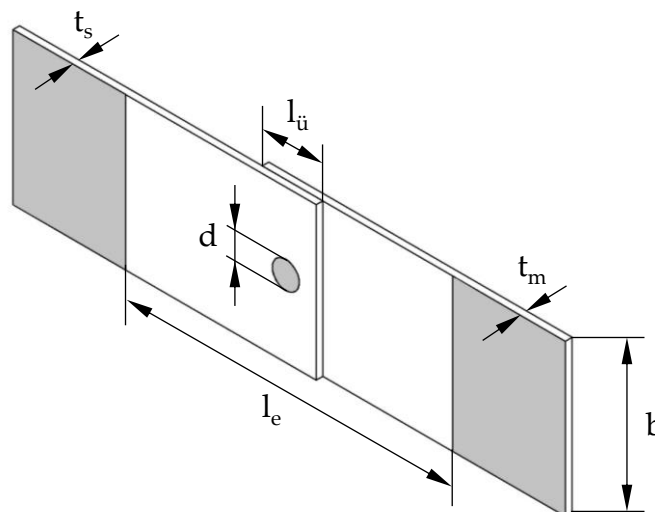


Abbildung 3-4: Bemaßung einer einfach überlappten Scherzugprobe

Zur Validierung des Vorgehens werden die Lebensdauern einer Versuchsreihe einer Aluminiumverbindung mit rechnerischen Lebensdauern verglichen. Bei Verwendung des Nietschaftdurchmessers für den Kennwert  $d$  ergibt sich eine gute Näherung. Die Ergebnisse können allerdings vom Autor mit den in [Su 14] gegebenen Werten nicht nachvollzogen werden, da sich unabhängig von der Lasthöhe immer negative Strukturspannungen ergeben.

Genau wie Su et al. [Su 14] untersuchen Kang et al. [Kang 15] die Möglichkeit, die Beanspruchungssituation auf Grundlage der Bruchmechanik mit Spannungsintensitätsfaktoren zu beschreiben. Dafür werden experimentell an drei unterschiedlichen Probenformen Versagensschwingspielzahlen ermittelt. Diese Probenformen entsprechen denjenigen, für die Zhang [Zhan 97] bereits Gleichungen zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren bei Schweißpunktverbindungen aufgestellt hat. Mit diesen ergibt sich bei doppeltlogarithmischer Auftragung ein linearer Zusammenhang

zwischen dem Spannungsintensitätsfaktor aller drei untersuchten Probenformen und der experimentellen Schwingspielzahl. Über diesen Zusammenhang kann eine Masterwöhlerlinie erstellt werden, mit der eine Abschätzung der Lebensdauer für die drei Probenformen möglich ist.

Von Choi et al. und Kang et al. wird experimentell an einer Probenform der Einfluss der Belastungsrichtung auf die Schwingfestigkeit einer artreinen Aluminium-Verbindung [Choi 17] und einer Magnesium-Stahl-Verbindung [Kang 20] untersucht. Anschließend werden die Spannungsintensitätsfaktoren für die Probe abhängig von der Belastungsrichtung ermittelt. Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren erfolgt abermals über einen Ansatz von Zhang [Zhan 01], der in diesem Fall für eine andere Probenform entwickelt wurde, aber dafür die Richtung der Lasteinleitung berücksichtigt. Im Fall der Magnesium-Stahl-Verbindung zeigt sich der Spannungsintensitätsfaktor als geeignet für eine Abschätzung der Lebensdauer. Diese ist über angegebene Gleichungen, die auf den Versuchsergebnissen basieren, möglich. Für die artreine Aluminium-Verbindung lässt sich nur für Schwingspielzahlen größer  $10^5$  ein mathematischer Zusammenhang zur Abschätzung der Lebensdauer aufstellen.

### 3.1.2.2 Konzept auf Grundlage von Formzahlen

Jarfall [Jarf 72] berechnet für klassische Nietverbindungen mit Vollniet den sogenannten Stress Severity Factor SSF (deutsch: Spannungs-Schweregrad-Faktor), der auf Formzahlen und auf Gleichung 3-1 beruht. Der erste Summand beschreibt die Spannung an der Bohrung im Fügeteilwerkstoff aufgrund der Kraft  $\Delta P$ , die über den Niet in den Fügeteilwerkstoff eingeleitet wird. Die Geometrie der Bohrung wird mit dem Lochdurchmesser  $d$  und der Blechdicke  $t$  beschrieben. Der Quotient  $\Delta P/(d \cdot t)$  beschreibt somit eine Nennspannung aus der mit der Formzahl  $K_{TB}$ , die aus allgemeinen Formzahldiagrammen wie [Pilk 08] entnommen werden kann, ein örtliches Spannungsmaximum gebildet wird. Die Formzahl  $K_{TB}$  berücksichtigt nicht den Einfluss der Biegung des Niets auf die örtliche Spannung, die bei einfach und zweifach überlappenden Verbindungen unterschiedlich ausfällt. Mit dem Faktor  $\Theta$  wird dieser Effekt berücksichtigt. Der Faktor  $\Theta$  ist experimentell zu ermitteln. Der zweite Summand beschreibt die örtliche Spannung aufgrund der Last  $P$ , die durch das Blech an der Nietbohrung vorbeigeleitet wird und entspricht damit der Spannungsverteilung einer axial belasteten, gelochten Probe. In die Berechnung gehen die Breite  $w$  und Dicke  $t$  der Probe sowie die Formzahl  $K_{TG}$  ein.

$$SSF = \frac{\alpha \cdot \beta}{\sigma_{ref}} \left( K_{TB} \cdot \frac{\Delta P}{d \cdot t} \cdot \Theta + K_{TG} \cdot \frac{P}{w \cdot t} \right) \quad 3-1$$

Zusätzlich werden die empirisch zu ermittelten Faktoren  $\alpha$  und  $\beta$  verwendet. Der Faktor  $\alpha$  berücksichtigt Fertigungseinflüsse der Bohrung, wie beispielsweise die Oberflächenbeschaffenheit oder Eigenspannung aufgrund von Kaltumformung. Der Faktor  $\beta$

berücksichtigt den Einfluss durch den Grad der Ausfüllung der Bohrung auf die Festigkeit, der für ein unausgefülltes Loch einer Werkstoffprobe  $\beta = 1$  ist. Durch Bezug auf eine Referenzspannung  $\sigma_{\text{ref}}$  ergibt sich eine dimensionslose Größe.

Chergui [Cher 04] möchte dieses Vorgehen für klassische Nietverbindungen auf Stanznietverbindungen mit Halbhohlstanzniet anwenden. Dafür untersucht er unterschiedliche Probenformen mit unterschiedlichem Komplexitätsgrad vom einfachen gelochten Blech bis hin zur einschnittig überlappten Scherzugprobe. Aus den Versuchsergebnissen resultiert, dass der Stress Severity Factor SSF geeignet sein könnte, die Beanspruchung in der SPR-Verbindung zu beschreiben. Er stellt aber auch fest, dass die ihm zur Verfügung stehende Datenbasis nicht ausreicht, um  $\alpha$ ,  $\beta$  und  $\Theta$  zu bestimmen. Eine Anwendung des SSF auf Stanznietverbindungen erfolgt daher bisher nicht.

### 3.1.2.3 Konzepte auf Grundlage von 3D-FE-Simulationen

Chergui [Cher 04] verwendet zur Kalibrierung des Ersatzmodells für einen Fügepunkt in seinem Konzept für komplexe Bauteile, siehe Abschnitt 3.1.2.6, ein dreidimensionales Modell des Fügepunkts für eine FE-Simulation der Beanspruchung. Aufgrund deren Komplexität und der damit einhergehenden Steigerung der Berechnungsdauer ist es nicht möglich, solch dreidimensionale Modelle für die Auslegung von Bauteilen mit vielen Fügepunkten zu verwenden. Das Modell kann quasistatische Verbindungssteifigkeit im Vergleich zu experimentellen gut wiedergeben. Bei zyklischer Belastung wird die 1. Hauptspannung ausgewertet und die Spannungsverteilung an den Füge-  
teilerflächen untersucht. Dabei zeigte sich ein Einfluss der verwendeten Blechdicken und der Füge-  
richtung auf die Spannungsverteilung. In einigen Fällen liegen die ermittelten 1. Hauptspannungen oberhalb der Fließgrenze, sodass die Berücksichtigung elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens diskutiert wird. Eine Berechnung von Lebensdauern wird nicht durchgeführt.

Kang et al. [Kang 15] führen an SPR-Verbindungen mit beidseitigem Aluminiumblech Schwingfestigkeitsuntersuchungen an drei Probenformen durch, die jeweils zu unterschiedlichen Beanspruchungen am Fügepunkt führen: Schälzug, Kopfzug und Scherzug. In 3D-FE-Simulationen mit quasistatischem, elastisch-plastischem Werkstoffverhalten wird die Belastungssituation an den Proben simuliert und die Beanspruchung im Bereich des Fügepunkts ausgewertet. Der Vergleich mit den Versuchsergebnissen zeigt, dass weder die von Mises-Vergleichsspannung, noch die 1. Hauptspannung oder der Schädigungsparameter  $P_{\text{SWT}}$  [Smit 70] zur Beschreibung der Beanspruchung geeignet sind, d.h. je nach Belastungsrichtung ergeben sich unterschiedliche Beanspruchungshöhen bei gleicher Versagensschwingspielzahl. Selbiges Vorgehen wird von Kang et al. [Kang 20] an einer Magnesium-Stahl-Verbindung und von Choi et al. [Choi 17] an einer artreinen Aluminium-Verbindung wiederholt. Die von Mises-Vergleichsspannung und die 1. Hauptspannung zeigen sich im Fall der Magnesium-Stahl-Verbindung als geeignet für eine Abschätzung der Lebensdauer, die über angegebene

Gleichungen, die auf den Versuchsergebnissen basieren, möglich ist. Für die artreine Aluminium-Verbindung zeigen sich beide Größen abermals als nicht geeignet.

Das Lokale Konzept nach Sander und Horstmann aus dem Projekt Stanznieten I [Mesc 16] gehört zur zweiten Gruppe der Auslegungskonzepte und wird in Abschnitt 3.1.2.9 erläutert. Das Konzept beinhaltet eine 3D-FE-Simulation mit zyklischem, elastisch-plastischem Werkstoffverhalten an Einpunktproben, um das Festigkeitsverhalten auf Basis des Örtlichen Konzepts abhängig vom Lasteinleitungswinkel zu ermitteln. Aus den ermittelten Beanspruchungen wird auf Grundlage von Werkstoffkennwerten eine Lebensdauer abgeleitet. Aus diesen soll eine Masterwöhlerlinie erstellt werden, die unabhängig vom Lastwinkel und Spannungsverhältnis ist. Da die notwendige Beanspruchungsgröße zur Beschreibung des Versagensverhaltens nicht identifiziert werden kann, gelingt es nicht, solch eine Masterwöhlerlinie aufzustellen.

Ein ähnliches Vorgehen wenden Huang et al. [Huan 17] an. Sie untersuchen einfach überlappte Proben mit Fügeteilen aus Aluminium, siehe Abbildung 3-4, unter zyklischer Belastung. In einer 3D-FE-Simulation mit nichtlinearem Werkstoffverhalten wird die Verteilung des Schädigungsparameters  $P_{SWT}$  [Smit 70] berechnet. Der Ort des Beanspruchungsmaximums stimmt mit dem experimentellen Versagensort überein. Die Abschätzung der Lebensdauern auf Basis des Örtlichen Konzepts erfolgt mit der werkstoffabhängigen Schädigungsparameter-Wöhlerlinie. Im Bereich hoher Lasten werden die Lebensdauern dabei deutlich kürzer als die experimentellen abgeschätzt. Da es sich bei Lebensdauern, die mit dem Örtlichen Konzept berechnet werden, um Anrisslebensdauern handelt, wird auf Basis der Bruchmechanik mit Strukturspannungen eine Rissfortschrittslebensdauer bis zum Bruch bestimmt, [Huan 16]. Mit dieser ergeben sich im Bereich hoher Lasten etwas größere Gesamtlebensdauern im Vergleich zur Anrisslebensdauer. Im Bereich niedriger Lasten hat die Rissfortschrittslebensdauer keinen Einfluss auf die Gesamtlebensdauer.

#### 3.1.2.4 Konzept von Rupp angewandt auf SPR-Verbindungen

Das Modell zur Auslegung von Schweißpunkten nach Rupp et al. [Rupp 95] wird in der kommerziellen Software nCode DesignLife [DLTG 13] wie folgt angewendet:

1. Das Bauteil in Form einer Blechkonstruktion wird mit Schalenelementen modelliert. Die Verbindung durch die Schweißpunkte erfolgt durch ein Hexaeder-Element, das mit je einer Seite mit einem Fügeblech verbunden ist.
2. Das Werkstoffverhalten wird rein elastisch gewählt und es werden keine nicht-linearen Kontakte verwendet.
3. Die äußeren Lasten werden auf das Modell aufgebracht, um die auftretenden Kräfte und Momente an den Eckknoten des Hexaeder-Elements zu ermitteln. Aus diesen werden die Kräfte und Momente für ein äquivalentes Ersatz-Balkenelement berechnet.

4. Aus den Kräften und Momenten am Ersatz-Balkenelement werden einzelne Strukturspannungskomponenten abgeleitet. Diese werden anschließend mit neun aus Versuchen ermittelten Faktoren korrigiert. nCode gibt dafür einen Parametersatz für Schweißpunkte in Stahl und einen für Aluminium an.
5. Aus den einzelnen Strukturspannungskomponenten wird eine Vergleichsstrukturspannung gebildet.
6. Eine Werkstoffwöhlerlinie wird abgeschätzt, in die u.a. Zugfestigkeit, Streckgrenze und abgeschätzte Mittelspannungsempfindlichkeiten nach [Renn 20] eingehen.
7. Mit einer linearen Schadensakkumulation wird eine Lebensdauer für das Bauteil abgeschätzt.

Woo [Woo 22] wendet dieses Verfahren auf SPR-Verbindungen an und ermittelt anhand eines Datensatzes aus der Literatur für reine Aluminium-Proben mit Scher-, Schäl- und Kopfbelastung Korrekturfaktoren. Mit den Korrekturfaktoren kann für unterschiedliche Beanspruchungen eine Masterwöhlerlinie für den Datensatz aus der Literatur erstellt werden. Für die Versuche aus der Datenbank ist damit eine Lebensdauerabschätzung möglich. Zusätzlich werden eigene Versuche unter Scherzug und Kopfbelastung sowie einer Mischbelastung an artreinen Aluminiumverbindungen und Mischverbindungen aus Aluminium und Stahl durchgeführt. Für diesen Datensatz müssen neue Korrekturfaktoren und Masterwöhlerlinien ermittelt werden. Aus den Erkenntnissen wird geschlussfolgert, dass Versuchsreihen bei reinem Kopfbelastung, die nicht bei der Erstellung der Korrekturfaktoren berücksichtigt wurden, weniger gut zur Masterwöhlerlinie passen, als scher- und mischbelastete Proben. Werden die Korrekturfaktoren und die Masterwöhlerlinie nur mit Versuchsreihen unter Kopf- und Scherzug ermittelt, treten sehr große Abweichungen zur Masterwöhlerlinie bei Mischbelastung auf. Demnach ist es zwingend erforderlich, zur Erstellung von Korrekturfaktoren und Masterwöhlerlinie mischbelastete Versuche durchzuführen.

Rao et al. [Rao 18, Rao 19] wenden ebenfalls das Konzept von Rupp et al. auf stanzgeeignete Verbindungen mit Hohlmetall an. Untersucht wird das Konzept ausschließlich an einschnittigen Überlappproben aus den Werkstoffkombinationen CFK-Aluminium und Aluminium-Aluminium. Rupp's Methode eignet sich gut zur Abschätzung von Masterwöhlerlinien, allerdings muss zwischen einzelnen Masterwöhlerlinien je nach Versagensort unterschieden werden.

### 3.1.2.5 Auslegung mit FEMFAT spot

Bei FEMFAT handelt es sich um eine kommerzielle Software zur Bewertung von Bauteilen und Baugruppen hinsichtlich ihrer Betriebsfestigkeit. Mit dem Zusatzmodul spot, das ursprünglich für die Auslegung von Punktschweißverbindungen entwickelt wurde, ist es möglich, SPR-Verbindungen auszulegen. Das Vorgehen der Softwareversion 5.4a lässt sich für eine knappe Beschreibung in acht Schritte unterteilen:



1. In einer FE-Software wird ein Schalen-Modell des Bauteils erstellt.
2. Die Orte der SPR-Verbindungen werden definiert und an diesen Ersatzelemente, sogenannte Rondenelemente, durch eine Neuvernetzung im Bereich der Verbindungen eingefügt, siehe Abbildung 3-5. Der inneren und äußeren Ronde sowie den Balkenelementen wird abhängig von den verwendeten Werkstoffen ein Elastizitätsmodul zugewiesen.

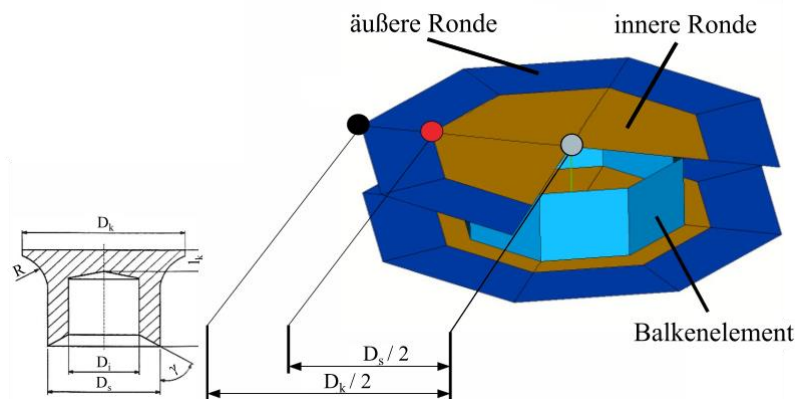


Abbildung 3-5: Rondenelement einer SPR-Verbindung, [Dann 06]

3. Das mit 2D-Elementen vernetzte Modell inklusive der Rondenelemente wird mit den nötigen Randbedingungen in einem FE-Solver gelöst und die Spannungen an jedem Knotenpunkt ausgewertet.
4. Die Spannungen werden an FEMFAT spot übertragen und an der äußeren Ronde ausgewertet. Dem Anwender bleibt dabei die Wahl, ob für die weitere Lebensdauerberechnung eine Radialspannung oder eine vorzeichenbehaftete von Mises-Vergleichsspannung verwendet werden soll. Zusätzlich wird ein Lasteinleitungswinkel, der die Richtung der Krafteinleitung in den Fügepunkt beschreibt, für jeden Fügepunkt bestimmt, um zu beurteilen, wie sich die Belastung aus Scher- und Kopfzug zusammensetzt.
5. Für die Bleche wird eine Referenzwöhlerlinie für das Spannungsverhältnis  $R = 0$  erstellt, die durch eine Langzeitfestigkeit bei  $10^6$  und eine Wöhlerlinienneigung beschrieben werden. Die Referenzwöhlerlinie kann entweder experimentell ermittelt oder basierend auf einer Materialdatenbank abhängig von der Werkstoffgruppe Stahl oder Aluminium, der Zugfestigkeit, der Blechdicke und dem Lasteinleitungswinkel abgeschätzt werden. Der Lasteinleitungswinkel wird zwischen  $0^\circ$  (Scherzug) und  $90^\circ$  (Kopfzug) in  $15^\circ$  Schritten eingeteilt, sodass für ein Fügepartei sieben Wöhlerlinien als Eingangsgröße dienen. Verwendung findet die Wöhlerlinie, die dem berechneten Winkel aus der Simulation am nächsten liegt, [FEMF 19].
6. Bei auftretenden Schwingspielen, die von einem Spannungsverhältnis von  $R = 0$  abweichen, wird die Langzeitfestigkeit der Referenzwöhlerlinie basierend auf einem Haigh-Diagramm angepasst. Das Haigh-Diagramm wird über sieben

Stützpunkte beschrieben, siehe Abbildung 3-6, die entweder experimentell bestimmt oder auf Basis einer Datenbank abhängig vom Lastwinkel abgeschätzt werden.

7. Mittels linearer Schadensakkumulation wird mit den erstellten Wöhlerlinien aus den Beanspruchungen am Knotenpunkt eine Lebensdauer berechnet.
8. Die Schädigungsrechnung wird für jeden Knoten der äußeren Ronde des stempel- und matrizenseitigen Blechs durchgeführt und die kürzeste Lebensdauer dem Fügepunkt zugeordnet.

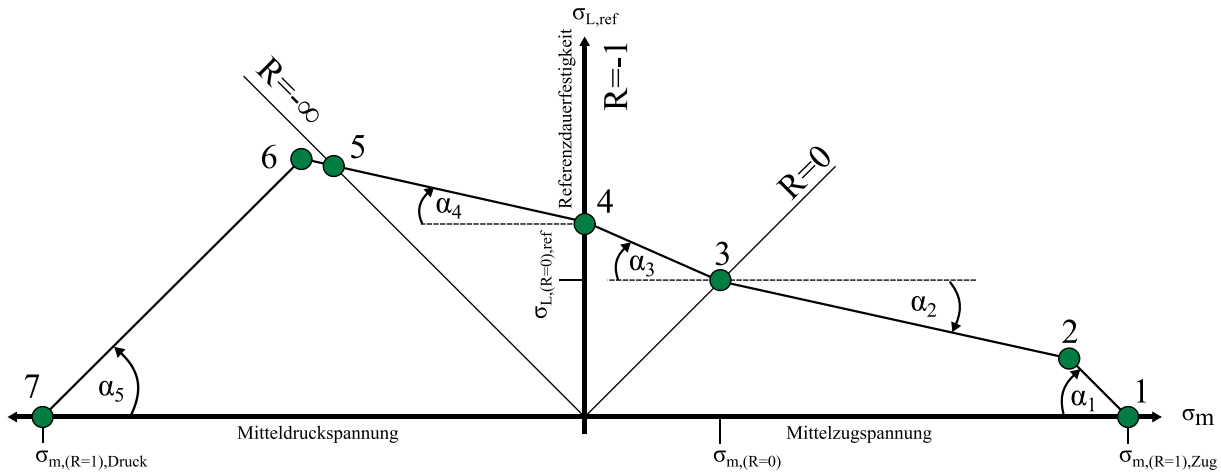


Abbildung 3-6: Haigh-Diagramm der Referenzlangzeitfestigkeit, [FEMF 21]

Hose [Hose 21] wendet FEMFAT spot an. Als Eingangsparameter verwendet er die Zugfestigkeiten der Fügeteilwerkstoffe und die Geometrie der Proben der untersuchten Datenbasis. Trotz der geringen Anzahl an Eingangsparametern kann eine gute Treffsicherheit erreicht werden.

### 3.1.2.6 Konzept nach Chergui

Ähnlich wie in FEMFAT spot schlagen Chergui et al. [Hahn 02, Cher 04] ein Konzept zur Auslegung von Bauteilen mit SPR-Verbindungen vor, dass in einer FE-Simulation mit Schalenelementen an Stelle der Fügepunkte Ersatzmodelle verwendet. Aus den Beanspruchungen im Ersatzmodell und Wöhlerlinien aus einer Datenbank für Werkstoff- und Verbindungskennwerte soll eine Lebensdauer für das Bauteil abgeschätzt werden.

Das einfache Ersatzmodell verbindet die beiden Fügebleche durch mehrere starre Balkenelemente. Beim Vergleich rechnerischer und experimenteller Steifigkeiten der Verbindung stellt sich dieses Ersatzmodell als ungeeignet heraus.

Ein komplexeres Ersatzmodell bildet die Oberseiten der Bleche und die Außenseite des Stanznietes mit Schalenmodellen nach, deren Geometrie durch Vermessung eines Schlibbilds erstellt wird. In diesem Modell kann der Kontakt zwischen den Blechen und dem Niet berücksichtigt werden, wodurch sich eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Verbindungssteifigkeiten ergibt. Für die Abschätzung der

Schwingfestigkeit muss eine Beanspruchungsgröße gefunden werden, die unabhängig von Blechdicken, Werkstoffen, Lasteinleitungswinkel, etc., bei gleicher Versagensschwingspielzahl der Verbindung dieselbe Beanspruchung ergibt. Dafür werden in den Schalenelementen des Ersatzmodells die von Mises-Vergleichsspannung, die 1. Hauptspannung, die Tangentialspannung und die Radialspannung ausgewertet. Von diesen kann keine die Beanspruchungssituation ausreichend gut beschreiben, sodass je nach Versagensmechanismus die Verwendung einer anderen Beanspruchungsgröße empfohlen wird. Der Versagensmechanismus ist unter anderem abhängig von der Höhe des Kopf- und Scherzuganteils am Fügepunkt und somit vom Lasteinleitungswinkel. Zur Kalibrierung dieser Ersatzmodelle soll ein komplexes dreidimensionales Modell des Fügepunkts verwendet werden, welches bereits in Abschnitt 3.1.2.3 beschrieben ist.

Die Erstellung der Datenbank für Werkstoff- und Verbindungskennwerte erfolgt auf Basis von Versuchsergebnissen, für die mittels FE-Simulation die oben genannten Beanspruchungsgrößen ermittelt werden. Je nach Verhältnis aus Kopf- und Scherzugkraft am Fügepunkt in der Bauteilsimulation wird eine andere Beanspruchungsgröße verwendet, mit der auf Basis der Datenbank eine Lebensdauer abgeschätzt wird. In [Hahn 02] findet dieses Konzept keine Anwendung, wodurch keine Bewertung der Treffsicherheit möglich ist.

### 3.1.2.7 Konzept mit Battelle Strukturspannungen

Cox et al. [Cox 16] wenden die von Hong et al. [Hong 11, Hong 15] vereinfachte Battelle Strukturspannung für Schweißpunkte auf SPR-Verbindungen an. In einer FE-Simulation an einem Flächenmodell der Probe wird der Fügepunkt durch ein Ersatzmodell, bestehend aus Balken-Elementen, ersetzt. Am Ersatzmodell des Fügepunkts werden die Komponenten der resultierenden Kräfte und Momente bestimmt, mit denen eine Strukturspannung berechnet wird. In diese gehen auch Korrekturfunktionen ein, die dafür sorgen, dass die Versuchsergebnisse einer zugrunde liegenden Datenbasis in ein enges Streuband fallen. Die verwendeten Korrekturfunktionen sind nicht angegeben, können aber sehr komplex sein. Beispielsweise verwenden Hong et al. [Hong 14] ein Polynom 6. Grades oder Osage [Osag 15] einen Quotienten aus zwei Polynomen 2. Grades. Aus der Schwingweite der Strukturspannung und der experimentellen Lebensdauer der Einzelversuche aus der Datenbasis wird eine Masterwöhlerlinie abgeleitet. Zur Bestimmung der Korrekturfunktionen wird eine Datenbasis mit 220 Einzelversuchen an einschnittig überlappten Scherzugproben, siehe Abbildung 3-4, und Proben mit erhöhtem Schälzuganteil verwendet. Die Einzelversuche weisen zur sich ergebenden Masterwöhlerlinie eine gute Treffsicherheit auf.

Bei Anwendung des Konzepts auf weitere Datensätze der gleichen Probenformen zeigt sich, dass bei Mischverbindungen aus Aluminium und Stahl, bei denen das Versagen im Stahlblech auftritt, eine andere Masterwöhlerlinie zu verwenden ist. Auch

berücksichtigt das Konzept nicht die Fügerichtung, d.h. es ergeben sich für Mischverbindungen mit einem Aluminiumblech auf der Stempelseite und einem Stahlblech auf der Matrize Seite dieselben Festigkeiten wie bei umgekehrter Anordnung. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die Validierung des Vorgehens unzureichend ist. Die Anwendung des Konzepts erfolgt nur auf zwei Probenformen und nur bei zugwechselnder Beanspruchung  $R = 0,1$  und  $R = 0,5$ .

### 3.1.2.8 Globales Konzept nach Horstmann und Sander

Im Forschungsprojekt Stanznieten I [Mesc 16] wird von Horstmann und Sander das sogenannte Globale Konzept zur Auslegung von Bauteilen mit SPR-Verbindungen vorgestellt, das in folgenden vier Schritten zusammengefasst werden kann:

1. Voraussetzung ist die experimentelle Charakterisierung des Fügepunkts in Zeitfestigkeitsversuchen an Proben mit unterschiedlichen Lastverhältnissen von  $R = -1$  und  $R = 0$  bei Lasteinleitungswinkeln von  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ . Zur Beschreibung der Wöhlerlinie werden jeweils die ertragbare Lastamplitude bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen und die Neigung ausgewertet. Aus diesen Ergebnissen wird die Versagensbedingung abgeleitet, die die maximal ertragbare Kombination von Scher- und Kopfzugkraft abhängig vom Lastverhältnis für ein Versagen nach  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen beschreibt, siehe Abbildung 3-7A. Zusätzlich wird eine Funktion zur Beschreibung der Wöhlerlinienneigung (gestrichelte Linie in Abbildung 3-7B) bestimmt.
2. In einer FE-Simulation werden die Bleche des Bauteils mit Schalenelementen vernetzt und die SPR-Verbindungen durch „Connectoren“ vom Typ Bushing [Abaq 10] modelliert. Die „Connectoren“ haben drei translatorische und drei rotatorische Freiheitsgrade. Für jeden Freiheitsgrad muss eine Steifigkeit vorgegeben werden. Aus der Lösung des Simulationsmodells mit elastischem Werkstoffverhalten werden die Kräfte und Momente am Connector ermittelt und diese in eine Scherkraft und eine Normalkraft umgerechnet.

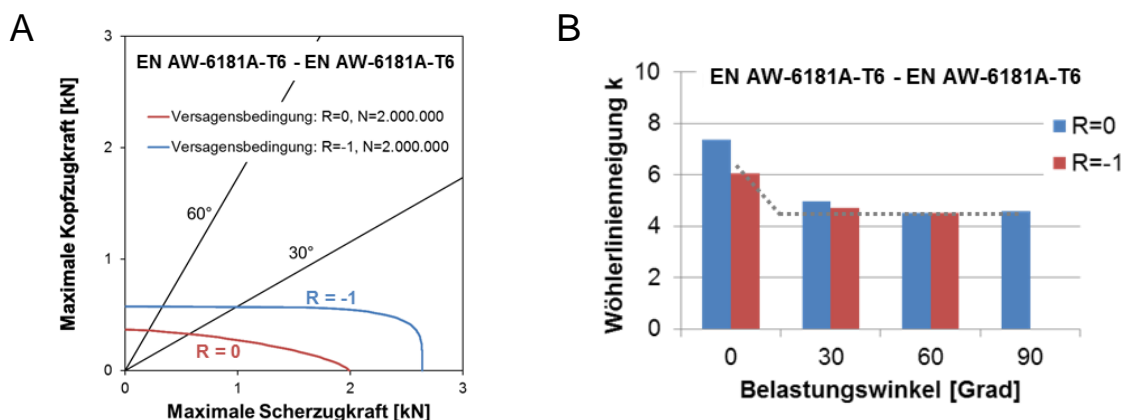


Abbildung 3-7: (A) Versagensbedingung, (B) Wöhlerlinienneigung in Abhängigkeit des Belastungswinkels, [Mesc 16]

3. Aus der Scher- und Normalkraft am Connector wird der Belastungswinkel des Fügepunkts bestimmt. Anschließend werden die ertragbaren Amplituden bei  $R = -1$  und  $R = 0$  aus der Versagensbedingung und die Wöhlerlinienneigung für den jeweiligen Belastungswinkel bestimmt, siehe Abbildung 3-7. Über die daraus resultierende Mittelspannungsempfindlichkeit findet eine Amplitudentransformation jedes auftretenden Schwingspiels zu  $R = -1$  statt.
4. Mit der Wöhlerlinie bei  $R = -1$  wird mittels linearer Schadensakkumulation eine Lebensdauer abgeschätzt.

Das Konzept wird einerseits auf Versuche bei  $R = -1$  angewendet, die zur Erstellung der Versagensbedingung verwendet wurden. Da in diesen Fällen keine Mittelspannungsumbewertung stattfindet, ist die Treffsicherheit der Abschätzung erwartungsgemäß sehr gut. Beim Anwenden des Konzepts auf dieselben Probengeometrien bei variabler Belastung zeigt sich für Proben unter reiner Kopfzugbelastung eine gute Lebensdauerabschätzung, während die Treffsicherheit bei reiner Scherzugbelastung schlechter ist. Die Anwendung des Konzepts auf H-Proben mit zehn Fügepunkten nach [DVS 3480] zeigt bei scherzugbelasteten Probenformen eine gute Abschätzung der Lebensdauer, während bei schälzugbelasteten Fügepunkten große Abweichungen auftreten. Dies wird damit begründet, dass in der Versagensbedingung zwar Kopf- und Scherzug berücksichtigt werden, allerdings nicht das durch den Schälzug auftretende Biegemoment auf den Fügepunkt. Im Projekt Stanznieten II [Otro 20] wird daher die Versagensbedingung um eine Biegemomentkomponente erweitert, wodurch aus der Viertelellipse ein Achtelellipsoid wird, um zusätzlich Schälzugbelastungen bewerten zu können.

### 3.1.2.9 Lokales Konzept nach Horstmann und Sander

Neben dem Globalen Konzept, Abschnitt 3.1.2.8, wird im Projekt Stanznieten I [Mesc 16] das Lokale Konzept vorgestellt. Beim Lokalen Konzept wird die experimentelle Ermittlung des Festigkeitsverhaltens eines Fügepunkts durch eine FE-Simulation ersetzt. Das Vorgehen lässt sich in folgenden drei Schritten zusammenfassen:

1. Wie in Abschnitt 3.1.2.3 beschrieben, soll auf Basis des Örtlichen Konzepts mit einem dreidimensionalen Modell des Fügepunkts eine Masterwöhlerlinie abgeleitet werden, die unabhängig vom Lasteinleitungswinkel ist.
2. Für die in Schritt 1 verwendeten Probenformen werden mit dem im Globalen Konzept vereinfachten Modell aus Schalenelementen die Beanspruchungen am Connector bestimmt. Anschließend wird ein Zusammenhang zwischen den Beanspruchungen aus dem vereinfachten Modell und dem dreidimensionalen Modell aufgestellt.
3. Für die Auslegung von Bauteilgeometrien mit mehreren Fügepunkten wird mit dem vereinfachten Modell die Beanspruchung an den Connectoren ermittelt.

Über den in Schritt 2 erstellten Zusammenhang kann von diesen auf die Beanspruchungen im dreidimensionalen Modell geschlossen und die Lebensdauer der Masterwöhlerlinie entnommen werden.

Im Projekt Stanznieten I findet das Lokale Konzept keine Anwendung und beschreibt daher nur eine Idee zur Auslegung von SPR-Verbindungen. Die im ersten Schritt notwendige Beanspruchungsgröße zur Beschreibung des Versagensverhaltens in der 3D-FE-Simulation konnte nicht identifiziert werden. Dadurch ist es nicht möglich, eine Masterwöhlerlinie aufzustellen.

### 3.2 Grundlagen der Betriebsfestigkeit

Die Betriebsfestigkeit beschäftigt sich mit der Auslegung von Bauteilen, Strukturen, Systemen und Anlagen bezüglich der im Betrieb auftretenden Beanspruchungen. Für die Auslegung – dem sogenannten Festigkeitsnachweis – wird die Beanspruchung im Bauteil der Beanspruchbarkeit – der sogenannten Festigkeit – gegenübergestellt. Die Beanspruchbarkeit bei zyklischer Belastung kann durch die Wöhlerlinie, nach August Wöhler (1819 - 1914), beschrieben werden. Diese stellt den Zusammenhang zwischen ertragbarer Amplitude bei einstufiger Beanspruchung und der Lebensdauer in Form von Schwingspielen dar, siehe Abbildung 3-8.

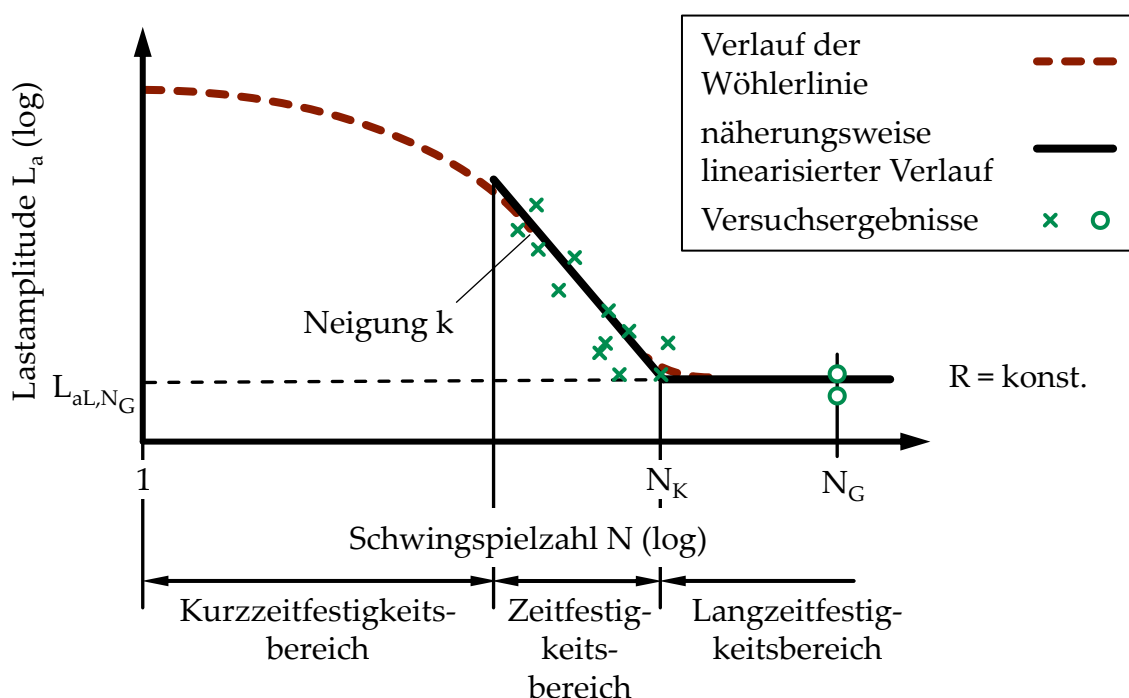


Abbildung 3-8: Schematische Darstellung der Wöhlerlinie

Der Verlauf der Wöhlerlinie kann in drei Bereiche eingeteilt werden:

1. Kurzzeitfestigkeitsbereich: Lebensdauer bis  $N \approx 10^4$  Schwingspiele. In diesem Bereich treten große plastische Verformung im Bauteil auf.

2. Zeitfestigkeitsbereich: Lebensdauern zwischen  $N \approx 10^4$  und der Knickschwingspielzahl  $N_k$ , die abhängig vom Werkstoff zwischen  $5 \cdot 10^5$  und  $10^7$  liegen kann. Der Verlauf der Wöhlerlinie lässt sich in diesem Bereich durch den Ansatz nach Basquin [Basq 10] beschreiben:

$$N = C \cdot \left( \frac{L_a}{\text{Einheit}(L_a)} \right)^{-k} \quad 3-2$$

N	Schwingspielzahl
C	Lage (Schwingspielzahl für $L_a = 1$ )
$L_a$	Lastamplitude mit Einheit N, Nm, MPa, ...
k	Neigung

Der Koeffizient C und der Exponent k können mittels linearer Regression nach [DIN 50100] ermittelt werden.

3. Langzeitfestigkeitsbereich oder Dauerfestigkeitsbereich: Oberhalb der Knickschwingspielzahl knickt die Wöhlerlinie abhängig von der Werkstoffgruppe in einen Verlauf mit flacherer Neigung oder in einen horizontalen Verlauf ab. In Abbildung 3-8 ist letzterer Fall dargestellt. Lastamplituden unterhalb der Langzeitfestigkeit  $L_{aL}$  (auch Dauerfestigkeit genannt) können beliebig oft ertragen werden.

Die Wöhlerlinie wird in der Regel für eine Ausfallwahrscheinlichkeit  $P_A = 50\%$  angegeben. Die Wahl kleinerer Ausfallwahrscheinlichkeiten verschiebt die Wöhlerlinie zu niedrigeren Festigkeiten bzw. kürzeren Lebensdauern. Die Wöhlerlinie gilt in der Regel für ein konstantes Spannungsverhältnis R, das sich aus dem Verhältnis der Unterlast zur Oberlast der Schwingung ergibt.

Den Einfluss überlagerter Mittellasten  $L_m$  auf die ertragbare Lastamplitude  $L_a$  beschreibt das Haigh-Diagramm, siehe Abbildung 3-9. Dargestellt ist der Verlauf der ertragbaren Amplitude nach dem Ansatz der FKM-Richtlinie [Renn 20] für Normalspannungen. Dieser beschreibt den Zusammenhang zwischen ertragbarer Lastamplitude und Mittellast durch einen multilinearen Verlauf mit unterschiedlichen Steigungen  $M'$  für unterschiedliche Bereiche des Spannungsverhältnisses R. Der Verlauf kann für die Langzeitfestigkeit oder Versagensschwingspielzahlen im Zeitfestigkeitsbereich ermittelt werden.

Zur Beschreibung der Steigungen  $M'$  wird die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach Schütz [Schü 67] verwendet, die die Steigung zwischen den ertragbaren Lastamplituden bei wechselnder ( $R = -1$ ) und schwellender ( $R = 0$ ) Beanspruchung beschreibt. Für den Fall der Langzeitfestigkeit LZF berechnet sich die Mittelspannungsempfindlichkeit  $M_{LZF}$  mit den Langzeitfestigkeiten  $L_{aL}$  nach Gleichung 3-3.

$$M_{LZF} = \frac{L_{aL,R=-1} - L_{aL,R=0}}{L_{aL,R=0}} \quad 3-3$$

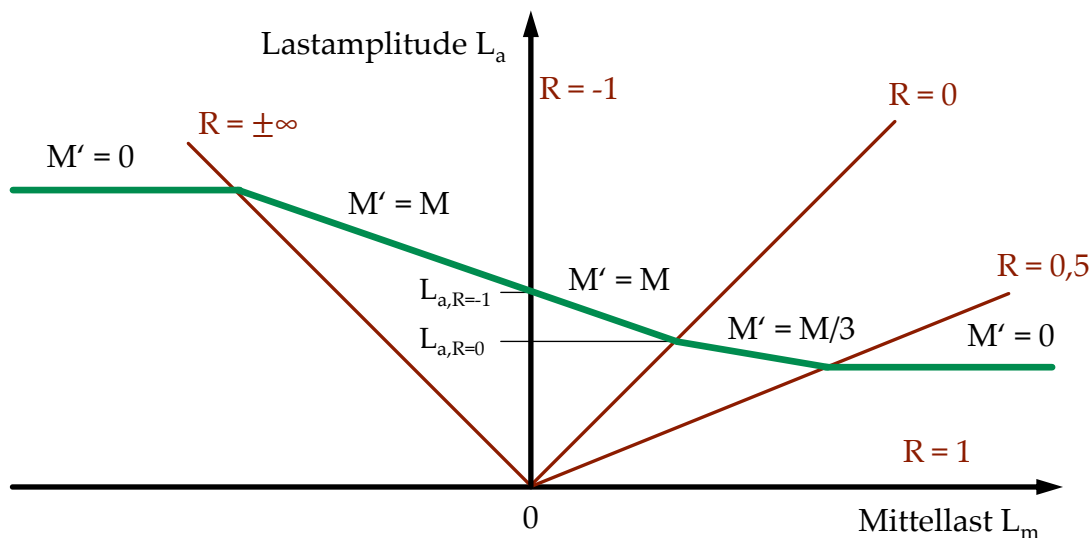


Abbildung 3-9: Haigh-Diagramm für Normalspannungen nach FKM-Richtlinie  
[Renn 20]

Falls keine experimentellen Ergebnisse vorliegen, kann die Mittelspannungsempfindlichkeit mit Hilfe der FKM-Richtlinie [Renn 20] aus der Zugfestigkeit  $R_m$  abhängig von der Werkstoffgruppe abgeschätzt werden. Die Parameter für die in dieser Arbeit betrachteten Werkstoffgruppen Stahl und Aluminiumknetlegierungen sind in Tabelle 3-3 zusammengefasst.

$$M = a_M \cdot 10^{-3} \cdot R_m / \text{MPa} + b_M \quad 3-4$$

Tabelle 3-3: Parameter zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit,  
[Renn 20]

Werkstoffgruppe	Stahl	Aluminiumknet.
$a_M$	0,35	1,0
$b_M$	-0,1	-0,04

In dieser Arbeit wird ein Konzept zur Auslegung von SPR-Fügepunkten auf Basis des Örtlichen Konzepts entwickelt. Das Örtliche Konzept basiert auf zyklischen Werkstoffkennwerten, die in dehnungsgeregelten Versuchen ermittelt werden. Diese werden zur Beschreibung der Dehnungswöhlerlinie und der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve verwendet. Die Dehnungswöhlerlinie beschreibt den Zusammenhang zwischen der Gesamtdehnungsamplitude  $\varepsilon_a$  und der ertragbaren Schwingspielzahl  $N_A$  bis zum Anriss einer ungekerbten Werkstoffprobe bei einem Dehnungsverhältnis von  $R_\varepsilon = \varepsilon_u / \varepsilon_o = -1$ . Üblicherweise wird die Dehnungswöhlerlinie durch den Ansatz von Coffin [Coff 54] und Manson [Mans 65] beschrieben, siehe Gleichung 3-5.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N_A)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N_A)^c \quad 3-5$$



$\varepsilon_a$	gesamte Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,el}$	elastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,pl}$	plastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\sigma'_f$	zyklischer Schwingfestigkeitskoeffizient
$\varepsilon'_f$	zyklischer Duktilitätskoeffizient
$b$	zyklischer Schwingfestigkeitsexponent
$c$	zyklischer Duktilitätsexponent
$E$	Elastizitätsmodul

Bei doppeltlogarithmischer Auftragung der Dehnungswöhlerlinie ergeben sich für den elastischen und plastischen Dehnungsanteil lineare Zusammenhänge, deren Neigungen durch die Kennwerte  $b$  und  $c$  beschrieben werden, siehe Abbildung 3-10.  $\sigma'_f/E$  und  $\varepsilon'_f$  stellen die Stützstellen der Geraden bei  $N_A = 0,5$  dar. Die Wöhlerlinie für die Gesamtdehnung ergibt sich durch Addition der Wöhlerlinien des elastischen und plastischen Dehnungsanteils.

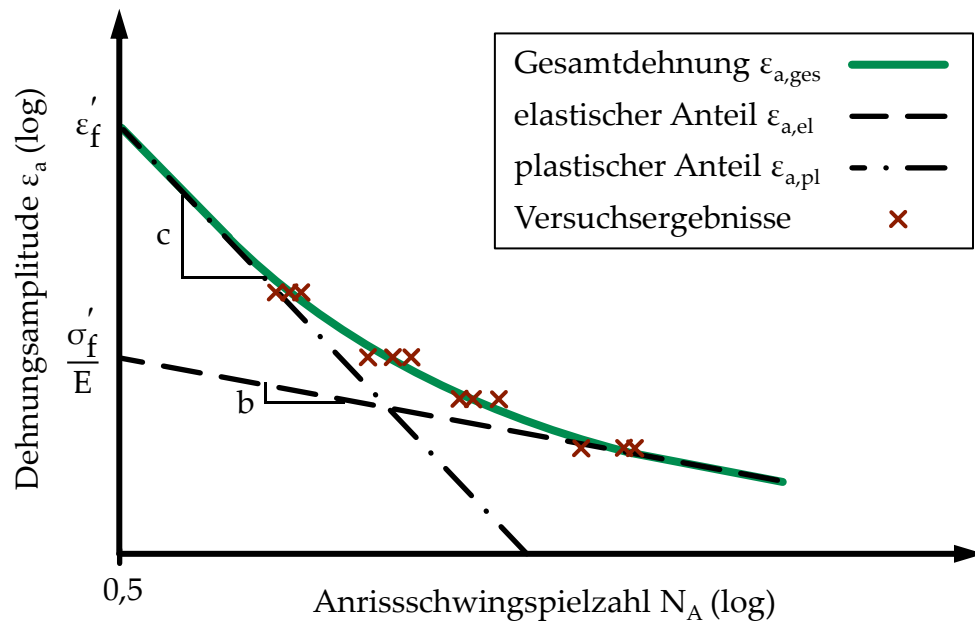


Abbildung 3-10: Darstellung der Dehnungswöhlerlinie nach dem Ansatz von Coffin und Manson

Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve beschreibt den Zusammenhang zwischen der Gesamtdehnungs- und Spannungsamplitude und damit das Verformungsverhalten des Werkstoffs, siehe Abbildung 3-11. Üblicherweise wird die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve mit dem Ansatz nach Ramberg und Osgood [Ramb 43] beschrieben, siehe Gleichung 3-6.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{1/n'} \quad 3-6$$

$\sigma_a$	Spannungsamplitude
$K'$	zyklischer Festigkeitskoeffizient
$n'$	zyklischer Verfestigungsexponent

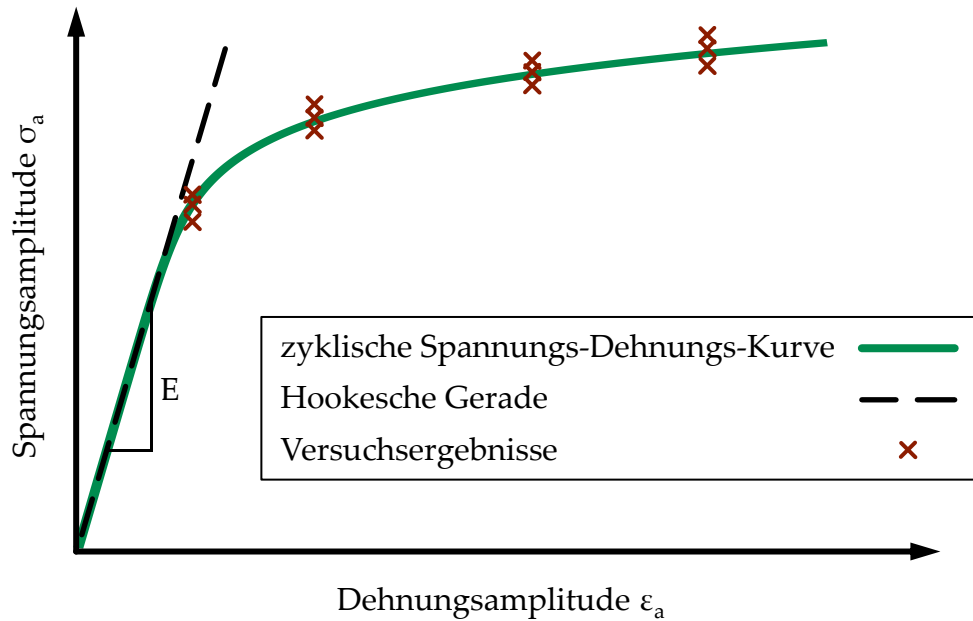


Abbildung 3-11: Darstellung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve nach dem Ansatz von Ramberg und Osgood

Die zyklischen Werkstoffkennwerte können einerseits aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden, andererseits können diese experimentell ermittelt werden. Zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte stehen zahlreiche Methoden zur Verfügung: [Mans 65, Iida 77, Soci 77, Mura 88, Bäum 90, Ong 93, Song 96, Mase 00, Roes 00, Hats 04, Megg 04, Esde 05, Hats 07, Wäch 16]. In dieser Arbeit wird die Methode nach Wächter [Wäch 16] verwendet. Die experimentelle Ermittlung der zyklischen Werkstoffkennwerte erfolgt in dieser Arbeit in Anlehnung an [SEP 1240] und wird daher im Folgenden in Grundzügen erläutert.

Das Stahl-Eisen-Prüfblatt 1240 [SEP 1240] standardisiert unter anderem die experimentelle Bestimmung der Dehnungswöhlerlinie und der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve von Stahl-Feinblechen. Im dehnungsgeregelten Einstufenversuch an ungekerbten, polierten Werkstoffproben wird die Anrisschwingenspielzahl  $N_A$  aus dem Verlauf der Oberspannung über der Schwingenspielzahl ermittelt. Für die Berechnung der zyklischen Werkstoffkennwerte wird die Hysterese im stabilisierten Bereich bei  $N_A/2$  ausgewertet, wodurch die Kennwerte nur den stabilisierten Werkstoffbereich beschreiben. Die Gesamtdehnungsamplitude  $\epsilon_a$  der stabilisierte Hysterese wird mit Gleichung 3-7 und 3-8 in eine elastische und plastische Dehnungsamplitude  $\epsilon_{a,el}$  und  $\epsilon_{a,pl}$  zerlegt.

$$\epsilon_{a,el} = \frac{\sigma_a}{E} \quad 3-7$$

$$\epsilon_{a,pl} = \epsilon_a - \epsilon_{a,el} \quad 3-8$$

Die Berechnung der zyklischen Werkstoffkennwerte der Dehnungswöhlerlinie erfolgt durch zwei lineare Regressionen für den elastischen bzw. plastischen Dehnungsanteil

über der Anrisschwingspielzahl, siehe Geraden in Abbildung 3-10. Die linearen Regressionen erfolgen mit den Ansätzen zur Beschreibung des elastischen und plastischen Dehnungsanteils über der Schwingspielzahl (Gleichung 3-5) in logarithmierter Form.

$$\log(2 N_A) = \frac{1}{b} \cdot \log(\varepsilon_{a,el}) - \frac{1}{b} \cdot \log\left(\frac{\sigma_f'}{E}\right) \quad 3-9$$

$$\log(2 N_A) = \frac{1}{c} \cdot \log(\varepsilon_{a,pl}) - \frac{1}{c} \cdot \log(\varepsilon_f') \quad 3-10$$

Die zyklischen Kennwerte  $K'$  und  $n'$  zur Beschreibung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve ergeben sich mithilfe der Kompatibilitätsbedingungen [Seeg 96]. Durch diese ergeben sich sowohl in der Coffin-Manson-Gleichung als auch in der Ramberg-Osgood-Gleichung bei gleicher Gesamtdehnungsamplitude das gleiche Verhältnis aus elastischem und plastischem Dehnungsanteil.

$$K' = \frac{\sigma_f'}{\varepsilon_f'^{\frac{b}{c}}} \quad 3-11$$

$$n' = \frac{b}{c} \quad 3-12$$

Nicht Teil des Stahl-Eisen-Prüfblatts 1240 [SEP 1240] ist die Auswertung der zyklischen Werkstoffkennwerte  $K'$  und  $n'$  unabhängig von denen der Dehnungswöhlerlinie. Auch der Ramberg-Osgood-Ansatz beschreibt den plastischen Dehnungsanteil durch ein Potenzgesetz, wodurch sich für diesen bei doppeltlogarithmischer Auftragung ein linearer Zusammenhang ergibt, siehe Gleichung 3-13. Analog werden wie für die Dehnungswöhlerlinie die zyklischen Kennwerte mithilfe einer linearen Regression für plastische Dehnungsanteile  $> 0,01$  % bestimmt.

$$\log(\sigma_a) = n' \cdot \log(\varepsilon_{a,pl}) + \log(K') \quad 3-13$$

Eine rechnerische Abschätzung des zyklischen Festigkeitskoeffizienten  $K'$  und des zyklischen Verfestigungsexponenten  $n'$  kann, wie in der FKM-Richtlinie Nichtlinear [Fied 19] beschrieben, mit der Methode nach Wächter [Wäch 16] erfolgen. Diese benötigt als Eingangsgrößen lediglich die Zugfestigkeit und die Werkstoffgruppe. Der zyklische Festigkeitskoeffizient wird mit Gleichung 3-11 und den dazugehörigen Parametern in Tabelle 3-4 bestimmt. Aus dieser kann auch der zyklische Verfestigungsexponent entnommen werden.

$$K' = \frac{a_\sigma \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{b_\sigma}}{\left(\min\left(\varepsilon_{\text{grenz};a_\varepsilon} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{b_\varepsilon}\right)\right)^{n'}} \quad 3-14$$

Tabelle 3-4: Parameter zur Abschätzung der Kennwerte  $K'$  und  $n'$ , [Wäch 16]

Werkstoffgruppe	Stahl	Aluminiumknet.
$n'$	0,187	0,128
$a_\sigma$ in MPa	3,1148	9,12
$a_\varepsilon$	1033	895,9
$b_\sigma$	0,897	0,742
$b_\varepsilon$	-1,235	-1,183
$\varepsilon_{\text{grenz}}$	0,338	$\infty$
E in GPa	206	70

### 3.3 Lebensdauerberechnung mit der FKM-Richtlinie Nichtlinear

Zur rechnerischen Abschätzung der Lebensdauer unter konstanter oder variabler Amplitude stehen im Allgemeinen verschiedene Konzepte zur Verfügung, wie zum Beispiel das Nennspannungs-, Strukturspannungs-, Kerbspannungs-, Kerbdehnungs- oder Rissfortschrittskonzept [Rada 07]. Dabei berücksichtigt das Kerbdehnungskonzept elastisch-plastisches Werkstoffverhalten [Dowl 13], welches auch bei der Lebensdauerabschätzung der SPR-Verbindungen in dieser Arbeit Verwendung finden soll. Das Kerbdehnungskonzept wird auch als Örtliches Konzept bezeichnet [Seeg 96], da ein Vergleich des örtlichen Spannungs-Dehnungs-Zustandes des gekerbten Bauteils mit dem der ungekerbten Werkstoffprobe zur Abschätzung der Lebensdauer durchgeführt wird. Ein Werk, das die Anwendung des Örtlichen Konzepts standardisiert, ist die FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens – Für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen“ [Fied 19], die im Folgenden als FKM-Richtlinie Nichtlinear abgekürzt wird.

Das in dieser Arbeit verwendete Vorgehen zur Abschätzung der Lebensdauer von SPR-Verbindungen, siehe Kapitel 5, orientiert sich an der Richtlinie Nichtlinear. Diese gliedert sich in einen Festigkeitsnachweis unter statischer Belastung und einen Ermüdungsfestigkeitsnachweis unter zyklischer einachsiger oder mehrachsiger proportionaler Belastung. Für die Untersuchungen in dieser Arbeit ist dabei nur letzterer relevant. Mit diesem ist es möglich, die Lebensdauer bis zum technischen Anriss im Bereich von  $N_A \geq 10$  Lastwechseln für Aluminiumknetlegierungen bis zu einer Zugfestigkeit von  $R_m = 650$  MPa und für Stahl und Stahlguss bis  $R_m = 1200$  MPa abzuschätzen.

Das Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear wird im Folgenden beschrieben. Dabei werden Abschnitte, die in Kapitel 5 Verwendung finden, ausführlich und die restlichen Abschnitte zum Verständnis nur in Kurzform oder gar nicht beschrieben. Die FKM-Richtlinie Nichtlinear berücksichtigt die Streuungen der Beanspruchung und Beanspruchbarkeit in einem Sicherheitskonzept. In dieser Arbeit werden nur Versuchsergebnisse nachgerechnet, für die die Beanspruchung in Form der aufgebrachten Last genau bekannt und eine statistische Absicherung dieser daher nicht notwendig ist. Diese wird daher nicht beschrieben. Eine Absicherung der Beanspruchbarkeit, umso

Ausfallwahrscheinlichkeiten  $P_A < 50\%$  zu erhalten, erfolgt nur in Abschnitt 7.2. Im Rest der Arbeit sollen Versuchsergebnisse mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 50\%$  nachgerechnet werden.

### 3.3.1 Beschreibung der Beanspruchung

Für die Durchführungen eines Ermüdungsfestigkeitsnachweises ist die Kenntnis der örtlichen Beanspruchungen notwendig, die aus den äußeren Belastungen resultieren. Bei den äußeren Lasten kann es sich um eine einzige Kraft mit konstanter Amplitude, eine Lastfolge oder auch um eine mehrachsiale Belastung handeln. Bei mehrachsialer Belastung ist Voraussetzung, dass sich ein proportionaler Beanspruchungszustand ergibt. Die Beanspruchung wird durch eine modifizierte, vorzeichenbehaftete von Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$  beschrieben, die für komplexe Bauteile mit Hilfe einer FE-Simulation mit elastizitätstheoretischem Werkstoffverhalten bestimmt wird. Die Vergleichsspannung berechnet sich nach Gleichung 3-15 mit den Normalspannungskomponenten  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  und  $\sigma_{zz}$  sowie den Schubspannungskomponenten  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{yz}$  und  $\tau_{xz}$  des Beanspruchungstensors.

$$\sigma_{V,M} = \frac{\text{sign}(\sigma_H)}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{yy})^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \quad 3-15$$

Die hydrostatische Spannung ist nach Gleichung 3-16 zu berechnen, deren Vorzeichen durch die Signumfunktion  $\text{sign}$  das Vorzeichen der Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$  vorgibt.

$$\sigma_H = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad 3-16$$

Im örtlichen Konzept wird anstatt des elastizitätstheoretischen Spannungsverlaufs der elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Verlauf zur Abschätzung von Lebensdauern berücksichtigt. Dieser wird mit dem Hysteresis-Zählverfahren Rainflow-HCM [Berg 83, Clor 86] aus dem elastizitätstheoretischen Spannungsverlauf bestimmt. Der Rainflow-HCM berücksichtigt zum einen die sogenannte Fließkurve, die den Zusammenhang zwischen der äußeren Last (beschrieben z.B. durch die elastizitätstheoretische Spannung) und der örtlichen elastisch-plastischen Dehnung beschreibt. Diese wird in der FKM-Richtlinie Nichtlinear mit Kerbnäherungsverfahren nach Neuber [Neub 61], erweitert durch Seeger und Heuler [Seeg 80] oder durch ein Verfahren nach Seeger und Beste [Seeg 77, Seeg 78, Amst 78] abgeschätzt. Durch die Verwendung der Fließkurve können aus der äußeren Last elastisch-plastische Beanspruchungen abgeleitet werden. Zum anderen berücksichtigt der Rainflow-HCM das Masing- [Masi 26] und Memory-Verhalten [Berg 83, Clor 86], wodurch sich als Ergebnis aus der Zeitreihe der äußeren Last der örtliche, elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Pfad ergibt.

Zyklische Werkstoffkennwerte werden für wechselnde Dehnung ( $R_\varepsilon = -1$ ) experimentell ermittelt werden. Um den Einfluss einer Mittelspannung berücksichtigen zu können, werden Schädigungsparameter  $P$  verwendet und damit die Dehnungswöhlerli-

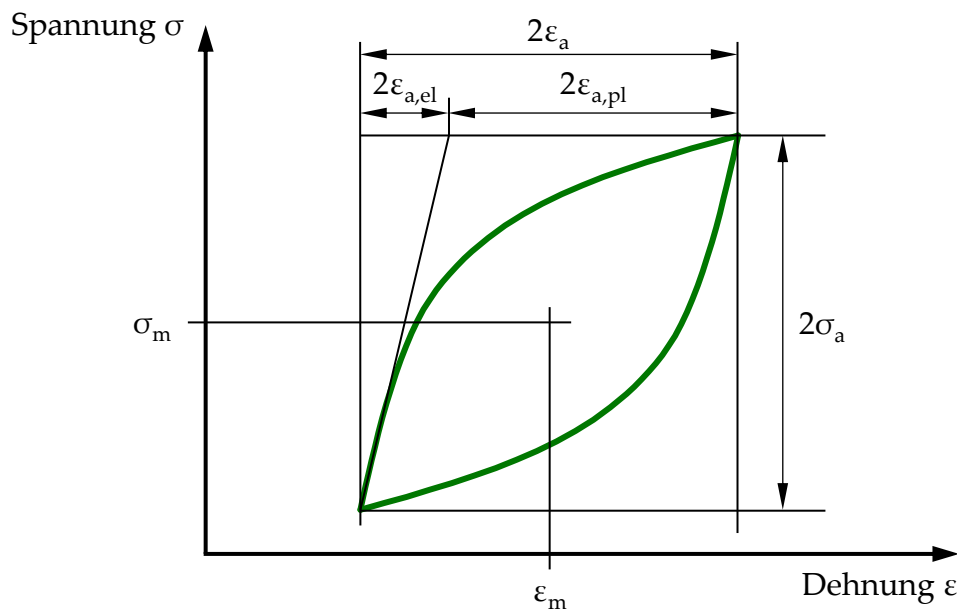
nie des Werkstoffs in eine P-Wöhlerlinie umgewandelt. Für jede geschlossene Hysterese des Spannungs-Dehnungs-Pfads wird aus ihrer Spannungsamplitude, der Mittelspannung und Dehnungsamplitude ebenfalls der Schädigungsparameter P berechnet. Der Schädigungsbeitrag einer geschlossenen Hysterese ergibt sich aus dem Kehrwert der Schwingungszahl, die für den Schädigungsparameter der Hysterese aus der P-Wöhlerlinie entnommen wird. Mit Hilfe einer linearen Schadensakkumulation kann die Lebensdauer abgeschätzt werden. Die FKM-Richtlinie Nichtlinear bietet dem Anwender dabei die Wahl zwischen den zwei Schädigungsparametern  $P_{RAM}$  und  $P_{RAJ}$  an. Bei dem Parameter  $P_{RAM}$  handelt es sich um eine Modifikation des Schädigungsparameters  $P_{SWT}$  nach Smith, Watson und Topper [Smit 70], der eine Mittelspannungsempfindlichkeit abhängig vom Werkstoff in Anlehnung an die Ansätze von Bergmann berücksichtigt [Berg 79, Berg 83]. Der Parameter  $P_{RAM}$  berechnet sich wie folgt:

$$P_{RAM} = \begin{cases} \sqrt{(\sigma_a + k_M \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} & \text{für } (\sigma_a + k_M \cdot \sigma_m) \geq 0 \\ 0 & \text{für } (\sigma_a + k_M \cdot \sigma_m) < 0 \end{cases} \quad 3-17$$

Die benötigten Größen Spannungsamplitude  $\sigma_a$ , Mittelspannung  $\sigma_m$  und Dehnungsamplitude  $\varepsilon_a$  sind in Abbildung 3-12 an einer geschlossenen Hysterese gezeigt. Der Faktor  $k_M$  berücksichtigt die werkstoffabhängige Mittelspannungsempfindlichkeit M [Fied 15]. Diese kann entweder experimentell ermittelt oder aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden, siehe Gleichung 3-4 [Renn 20].

$$k_M = \begin{cases} M \cdot (M+2) & \text{für } \sigma_m \geq 0 \\ \frac{M}{3} \cdot \left(\frac{M}{3} + 2\right) & \text{für } \sigma_m < 0 \end{cases} \quad 3-18$$

Als zweiter Schädigungsparameter steht  $P_{RAJ}$  zur Verfügung, der auf dem Schädigungsparameter  $P_J$  aufbaut [Vorm 91, Vorm 15]. Dieser Parameter beruht auf Erkenntnissen aus der Bruchmechanik kurzer Risse und berücksichtigt Rissöffnungs- und Risschließeffekte. Auf diesen Schädigungsparameter wird nicht näher eingegangen, da er in dieser Arbeit keine Verwendung findet.

Abbildung 3-12: Geschlossene Hysterese mit Parametern des  $P_{RAM}$ 

### 3.3.2 Beschreibung der Beanspruchbarkeit

Die Beanspruchung in Form eines Schädigungsparameterkollektivs, das die Schädigungen aller geschlossenen Hysteresen enthält, wird zur Abschätzung der Lebensdauer der Beanspruchbarkeit in Form einer Schädigungsparameterwöhlerlinie (P-Wöhlerlinie) gegenübergestellt. Die P-Wöhlerlinie beschreibt den Zusammenhang zwischen der Belastung des Bauteils durch den Schädigungsparameter und der zu erwartenden Anrisschwingspielzahl. In der FKM-Richtlinie Nichtlinear wird zwischen der P-Wöhlerlinie für den Werkstoff und für das Bauteil, die weitere Einflussgrößen berücksichtigt, unterschieden. Die P-Wöhlerlinie wird durch einen trilinearen Ansatz beschrieben, siehe Abbildung 3-13. Die Anrisschwingspielzahl des Werkstoffs  $N_{WS}$  bestimmt sich dann mit Gleichung 3-19 mit den Neigungen  $d_1$  und  $d_2$  sowie der Stützstelle bei 1.000 Schwingspielen  $P_{RAM,Z,WS}$  und dem Dauerfestigkeitswert  $P_{RAM,D,WS}$ . Diese Parameter können entweder nach Wächter abgeschätzt [Wäch 16] oder experimentell ermittelt werden.

$$N_{WS} = \begin{cases} 10^3 \cdot \left( \frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z,WS}} \right)^{1/d_1} & \text{für } P_{RAM} \geq P_{RAM,Z,WS} \\ 10^3 \cdot \left( \frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z,WS}} \right)^{1/d_2} & \text{für } P_{RAM,Z,WS} > P_{RAM} > P_{RAM,D,WS} \\ \infty & \text{für } P_{RAM,D,WS} \geq P_{RAM} \end{cases} \quad 3-19$$

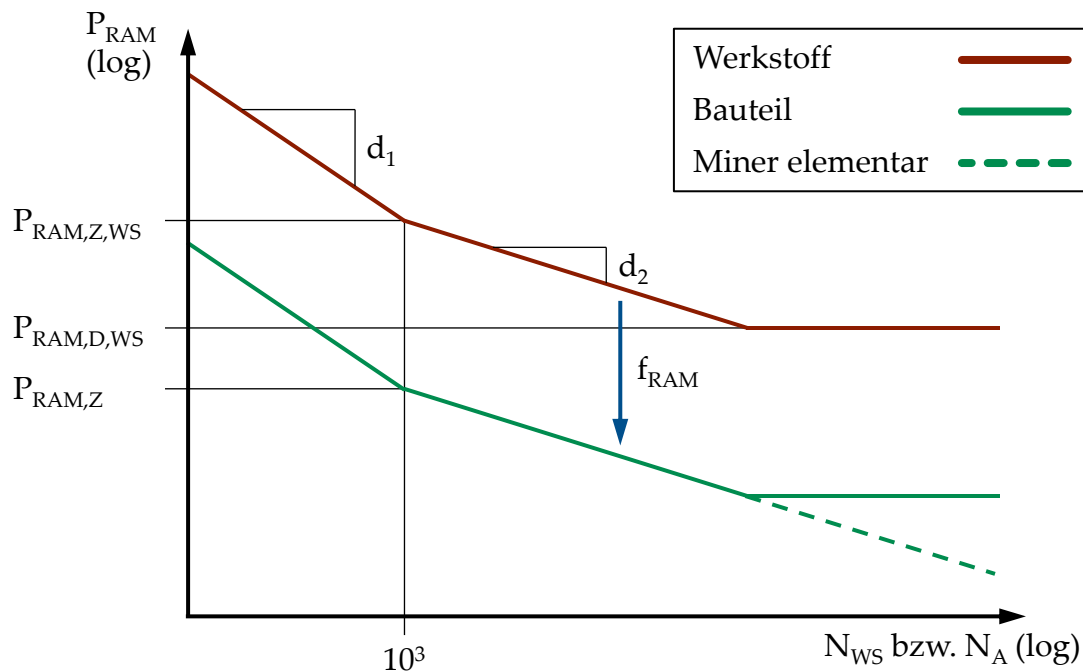


Abbildung 3-13:  $P_{\text{RAM}}$ -Wöhlerlinie für Werkstoff und Bauteil

Die experimentelle Ermittlung der Parameter erfolgt in dehnungsgeregelten Versuchen. Zu jedem der Einstufenversuche wird die vorgegebene Dehnungsamplitude  $\varepsilon_a$  sowie die sich ergebene Spannungsamplitude  $\sigma_a$  und die Anrisschwingspielzahl  $N_A$  ausgewertet. Anschließend wird zu jedem Einzelversuch der Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  berechnet. Da sich in den Versuchen an ungekerbten Werkstoffproben  $\sigma_m \approx 0$  ergibt, vereinfacht sich Gleichung 3-18 zu:

$$P_{\text{RAM}} = \sqrt{\sigma_a \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad 3-20$$

Die Ermittlung der Parameter  $d_1$ ,  $d_2$  und  $P_{\text{RAM,Stütz}}$  erfolgt mit der Maximum-Likelihood-Methode, durch die die gesuchten Parameter so variiert werden, dass die zugehörige Eintretenswahrscheinlichkeit maximiert wird. So ergibt sich die P-Wöhlerlinie für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 50\%$ . Der Algorithmus zur Verwendung der Maximum-Likelihood-Methode wird in der FKM-Richtlinie Nichtlinear näher beschrieben und lässt sich in der Regel nicht analytisch lösen. Die Stützstelle der Werkstoff-Wöhlerlinie ergibt sich nach Gleichung 3-21 mit dem Faktor  $f_{2,5\%}$ , der die Werkstoff-Wöhlerlinie für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,5\%$  absenkt. Der Faktor  $f_{2,5\%}$  wird mit einer Datenbank werkstoffgruppenspezifisch für Stahl mit 0,86 und Aluminiumknetlegierungen mit 0,88 bestimmt, [Wäch 16, Fied 19]. Die Dauerfestigkeit  $P_{\text{RAM,D,WS}}$  kann entweder in spannungsgeregelten Versuchen ermittelt oder abgeschätzt werden.

$$P_{\text{RAM,Z,WS}} = P_{\text{RAM,Stütz}} \cdot f_{2,5\%} \quad 3-21$$

Die rechnerische Abschätzung der Werkstoff-Wöhlerlinie erfolgt nach [Wäch 16] mit Gleichung 3-22 und 3-23 in Abhängigkeit der Zugfestigkeit. Die benötigten Parameter



sind in Tabelle 3-5 zusammengefasst. Der Faktor  $f_{2,5\%}$  ist bei der rechnerischen Abschätzung aufgrund höherer Streuung des Verfahrens größer als bei der experimentellen Abschätzung.

$$P_{\text{RAM,Z,WS}} = f_{2,5\%} \cdot a_{\text{P,Z}} \cdot \left( \frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{b_{\text{P,Z}}} \quad 3-22$$

$$P_{\text{RAM,D,WS}} = f_{2,5\%} \cdot a_{\text{P,D}} \cdot \left( \frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{b_{\text{P,D}}} \quad 3-23$$

Tabelle 3-5: Parameter zur Abschätzung der Werkstoffwöhlerlinie, [Wäch 16]

Werkstoffgruppe	Stahl	Aluminiumknet.
$a_{\text{P,Z}}$ in MPa	20,00	16,71
$b_{\text{P,Z}}$	0,587	0,537
$a_{\text{P,D}}$ in MPa	0,82	0,30
$b_{\text{P,D}}$	0,92	1,00
$d_1$	-0,302	-0,238
$d_2$	-0,197	-0,167
$f_{2,5\%}$	0,71	0,61

Um die Lebensdauer von Bauteilen abschätzen zu können, muss die Wöhlerlinie des Werkstoffs angepasst werden, um folgende Einflüsse berücksichtigen zu können:

- Größeneinflüsse zwischen Werkstoff und Bauteil, beschrieben durch die Stützzahl  $n$
- Einfluss der Oberflächenrauheit über den Rauheitsfaktor  $K_{\text{R,P}}$
- Absicherung für niedrigere Ausfallwahrscheinlichkeiten mit dem Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_{\text{M}}$

Diese Faktoren werden im Bauteilfaktor  $f_{\text{RAM}}$  zusammengefasst, um den die Stützstelle  $P_{\text{RAM,Z,WS}}$  verschoben wird und sich so die neue Stützstelle  $P_{\text{RAM,Z}}$  für die P-Wöhlerlinie des Bauteils ergibt.

$$f_{\text{RAM}} = \frac{\gamma_{\text{M}}}{n \cdot K_{\text{R,P}}} \quad 3-24$$

$$P_{\text{RAM,Z}} = \frac{1}{f_{\text{RAM}}} \cdot P_{\text{RAM,Z,WS}} \quad 3-25$$

Der Dauerfestigkeitsnachweis wird durchgeführt, indem überprüft wird, ob der maximal auftretende Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM,max}}$  unterhalb der Bauteildauerfestigkeit liegt, siehe Gleichung 3-26. Da für die in dieser Arbeit betrachtete Datenbasis keine Dauerfestigkeiten an Fügepunkten vorliegen, wird kein Dauerfestigkeitsnachweis durchgeführt. Die P-Wöhlerlinie für das Bauteil wird für die Schadensakkumulation mit Miner elementar in den Langzeitfestigkeitsbereich verlängert, siehe Abbildung 3-13. Analytisch wird die P-Wöhlerlinie für das Bauteil mit Gleichung 3-27 beschrieben. Die Neigungen  $d_1$  und  $d_2$  entsprechen den Neigungen der P-Wöhlerlinie für den Werkstoff.

$$P_{\text{RAM,max}} \leq \frac{1}{f_{\text{RAM}}} \cdot P_{\text{RAM,D,WS}} \quad 3-26$$

$$N_A = \begin{cases} 10^3 \cdot \left( \frac{P_{\text{RAM}}}{P_{\text{RAM,Z}}} \right)^{1/d_1} & \text{für } P_{\text{RAM}} \geq P_{\text{RAM,Z}} \\ 10^3 \cdot \left( \frac{P_{\text{RAM}}}{P_{\text{RAM,Z}}} \right)^{1/d_2} & \text{für } P_{\text{RAM}} < P_{\text{RAM,Z}} \end{cases} \quad 3-27$$

Die werkstoffmechanische Stützzahl  $n$  [Häne 10], zurückgehend auf Liu [Liu 91, Liu 95, Liu 01], berücksichtigt nichtlokale Einflüsse in der Bauteil-Wöhlerlinie. Diese setzt sich aus der verformungsmechanischen Stützzahl  $n_{\text{vm}}$ , der statistischen Stützzahl  $n_{\text{st}}$  und der bruchmechanischen Stützzahl  $n_{\text{bm}}$  zusammen. Die werkstoffmechanische Stützzahl  $n$  wird mit Gleichung 3-28 berechnet.

$$n = n_{\text{vm}} \cdot n_{\text{st}} \cdot n_{\text{bm}} \quad 3-28$$

Die verformungsmechanische Stützzahl  $n_{\text{vm}}$  basiert auf der Makrostützwirkung nach Neuber, [Neub 68]. Diese berücksichtigt die Abminderung örtlicher elastizitätstheoretischer Spannungen aufgrund plastischer Verformung, wodurch sich eine Steigerung der Festigkeit ergibt. Dieser Effekt ist im Örtlichen Konzept durch die Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens berücksichtigt, wodurch  $n_{\text{vm}} = 1$  gilt.

Die statistische Stützzahl  $n_{\text{st}}$  geht auf das Fehlstellenmodell nach Weibull zurück [Weib 39, Weib 49, Weib 59]. Mit dieser wird der statistische Größeneinfluss berücksichtigt, der besagt, dass die Ausfallwahrscheinlichkeit eines Bauteils bei gleicher örtlicher Beanspruchung höher ist, wenn der Bereich, in dem die Beanspruchung des Bauteils hoch ist, größer ist. Dies wird so erklärt, dass die Wahrscheinlichkeit von Fehlstellen, die als Rissausgangspunkt zum Versagen des Bauteils führen, mit zunehmender hochbeanspruchter Oberfläche  $A_\sigma$  steigt. Die Größe der hochbeanspruchten Oberfläche  $A_\sigma$  kann nach [Fied 19] entweder für einfache Geometrien abgeschätzt werden [Renn 20] oder auf unterschiedliche Arten berechnet werden, die im Einzelnen in folgenden Arbeiten beschrieben sind: [Kugu 61, Sons 93, Grim 01, Kien 03, Diem 04, Müll 18]. In dieser Arbeit wird die Methode SPIEL [Diem 04, Müll 18] verwendet, mit der für jeden Knoten an der Bauteiloberfläche des FE-Modells eine zugehörige Oberfläche  $A_i$  bestimmt. Die hochbeanspruchte Fläche kann entweder über ein Flächenintegral oder, wie in dieser Arbeit verwendet, über den 90 %-Ansatz nach Sonsino [Sons 93] bestimmt werden. Nach diesem Ansatz entspricht die hochbeanspruchte Oberfläche der Bauteiloberfläche, in der die Beanspruchung größer als 90 % der maximal auftretenden Beanspruchung ist. In einer FE-Simulation mit elastizitätstheoretischem Werkstoffverhalten wird das Bauteil belastet und aus den Spannungen  $\sigma_i$  an jedem Elementknoten und den dazugehörigen Flächen  $A_i$  mit Gleichung 3-29 die hochbeanspruchte Fläche  $A_\sigma$  bestimmt. Dabei ist  $n_K$  die Anzahl an Elementknoten und  $\sigma_{\text{max}}$  die maximale auftretende Spannung an der Oberfläche.

$$A_{\sigma,90\%} = \sum_{i=1}^{n_K} \begin{cases} A_i & \text{für } \sigma_i \geq 0,9 \cdot \sigma_{\text{max}} \\ 0 & \text{für } \sigma_i < 0,9 \cdot \sigma_{\text{max}} \end{cases} \quad 3-29$$

Die hochbeanspruchte Oberfläche  $A_\sigma$  wird zur Berechnung der statistischen Stützzahl  $n_{st}$  mit einer Referenzfläche  $A_{ref}$  ins Verhältnis gesetzt, siehe Gleichung 3-30. Für diese wird ein konstanter Wert von  $A_{ref} = 500 \text{ mm}^2$  verwendet, entsprechend der Oberfläche eines Zylinders mit 8 mm Durchmesser und 20 mm Länge. Für sehr große hochbeanspruchte Oberflächen  $A_\sigma > 500 \text{ mm}^2$  kann sich somit eine Stützzahl  $n_{st} < 1$  ergeben. Der Weibull-Exponent  $k_{st}$  ist abhängig von der Werkstoffgruppe und kann Tabelle 3-6 entnommen werden.

$$n_{st} = \left( \frac{A_{ref}}{A_\sigma} \right)^{1/k_{st}} \quad 3-30$$

Tabelle 3-6: Weibull-Exponent  $k_{st}$ , [Renn 20]

Werkstoffgruppe	Stahl	Stahlguss	Aluminiumknet.
Weibull-Exponent $k_{st}$	30	15	20

Die bruchmechanische Stützzahl  $n_{bm}$  wird nach [Häne 10, Renn 20] bestimmt. Sie berücksichtigt, dass es bei scharfen Kerben und damit verbundenen hohen Spannungsgradienten zu einem stehen bleiben des Risses kommen kann. Die Stützzahl erhöht daher die Festigkeit für scharf gekerbte Bauteile und ist für milde Kerben nicht relevant ( $n_{bm} = 1$ ). Die Berechnung der bruchmechanischen Stützzahl erfolgt nach Gleichung 3-31. Sie ist zum einem von der Beanspruchung in Form der statistischen Stützzahl  $n_{st}$  und des bezogenen Spannungsgradienten  $G$  abhängig. Zum anderen wird das Verhältnis von der Zugfestigkeit  $R_m$  zu einer werkstoffgruppenabhängigen Referenzzugfestigkeit  $R_{m,bm}$  berücksichtigt, siehe Tabelle 3-7.

$$n_{bm} = \max \left\{ \frac{5 + \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}{\bar{k}}; 1 \right\} \quad 3-31$$

$$\bar{k} = 5 \cdot n_{st} + \frac{R_m}{R_{m,bm}} \cdot \sqrt{\frac{7,5 + \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}{1 + 0,2 \cdot \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}} \quad 3-32$$

Tabelle 3-7: Referenzzugfestigkeit  $R_{m,bm}$ , [Renn 20]

Werkstoffgruppe	Stahl	Stahlguss	Aluminiumknet.
Referenzzugfestigkeit $R_{m,bm}$	680 MPa	680 MPa	270 MPa

Der bezogene Spannungsgradient  $G$  kann entweder durch eine Näherungslösung abgeschätzt oder durch eine FE-Simulation mit elastischem Werkstoffverhalten bestimmt werden, [Renn 20]. An der nachzuweisenden Stelle, an der in der Regel die maximal auftretende Vergleichsspannung  $\sigma_{max}$  vorliegt, wird der Verlauf der Vergleichsspannung senkrecht zur Bauteiloberfläche ausgewertet. Die Berechnung erfolgt mit Gleichung 3-33, in der  $\sigma_{\Delta s}$  die Vergleichsspannung ist, die um den Abstand  $\Delta s$  unter der Oberfläche liegt.

$$G = \frac{1}{\sigma_{max}} \cdot \frac{\sigma_{max} - \sigma_{\Delta s}}{\Delta s} \quad 3-33$$

Der Einfluss der Oberflächenrauheit auf die Bauteilfestigkeit wird über den Rauheitsfaktor  $K_{R,P}$  berücksichtigt. Für polierte Bauteile (Rauheit  $R_z \leq 1 \mu\text{m}$ ) gilt  $K_{R,P} = 1$ . Für eine Rauheit  $R_z > 1 \mu\text{m}$  wird der Rauheitsfaktor aus der Rauheit  $R_z$  und der Zugfestigkeit  $R_m$  mit den Parametern in Tabelle 3-8 nach Gleichung 3-34 berechnet.

Tabelle 3-8: Parameter zur Bestimmung des Rauheitsfaktors  $K_{R,P}$ , [Fied 19]

Werkstoffgruppe	Stahl	Stahlguss	Aluminiumknet.
$a_{R,P}$	0,27	0,25	0,27
$b_{R,P}$	0,43	0,42	0,43
$R_{m,N,\min}$ in MPa	400	400	133

$$K_{R,P} = \left( 1 - a_{R,P} \cdot \log\left(\frac{R_z}{\mu\text{m}}\right) \cdot \log\left(\frac{2 \cdot R_m}{R_{m,N,\min}}\right) \right)^{b_{R,P}} \quad 3-34$$

Bei der Lebensdauerberechnung kann es zu Abweichungen aufgrund der Streuung der Beanspruchbarkeit kommen. Um diese Streuungen in der Lebensdauerberechnung zu berücksichtigen, wird der Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_M$  verwendet. Dieser senkt die P-Wöhlerlinie für den Werkstoff, die durch den Faktor  $f_{2,5\%}$  für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,5 \%$  gilt, zu geringeren Ausfallwahrscheinlichkeiten ab. Die Wahl des Teilsicherheitsfaktors erfolgt je nach Schwere der Versagensfolge bzw. je nach geforderter Ausfallwahrscheinlichkeit nach Tabelle 3-9. Für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 50 \%$  gilt  $\gamma_M = 1$  im Zusammenhang mit  $f_{2,5\%} = 1$ .

Tabelle 3-9: Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_M$  und Ausfallwahrscheinlichkeit  $P_A$ , [Fied 19]

Versagensfolge	Redundante Komponente		nichtredundante Komponente	
	$\gamma_M$	$P_A$	$\gamma_M$	$P_A$
moderat	1,1	$2,3 \cdot 10^{-1}$	1,1	$10^{-3}$
ernst	1,1	$10^{-3}$	1,2	$7,2 \cdot 10^{-5}$
sehr ernst	1,2	$7,2 \cdot 10^{-5}$	1,3	$10^{-5}$

### 3.4 Statistische Grundlagen

Zur Treffsicherheitsbewertung der rechnerischen Lebensdauer wird jedem Versuchsergebnis, bestehend aus Lastamplitude  $F_a$  und experimenteller Lebensdauer  $N_{\text{exp}}$ , eine rechnerische Lebensdauer  $N_{\text{rech}}$  zugewiesen. Anschließend wird der Quotient der beiden Werte  $x_i = N_{\text{exp},i}/N_{\text{rech},i}$  für jeden Versuchspunkt gebildet und daraus der Mittelwert  $m$  und die Streuspanne  $T$  über alle Ergebnisse der Versuchsreihe berechnet. Der Mittelwert  $m$  ist der Median bzw. das 50 % - Quantil  $q_{50\%}$  der Stichprobe  $X$ , die alle  $x_i$  enthält. Zur Berechnung werden die Werte  $x_i$  der Größe nach sortiert und der mittlere Wert, für den 50 % der Werte kleiner und 50 % der Werte größer sind als das 50 % - Quantil  $q_{50\%}$  bestimmt. Hat der Stichprobenumfang eine gerade Anzahl an Werten, wird zwischen den beiden mittleren Werten linear interpoliert, um  $q_{50\%}$  zu berechnen.

$$m = q_{50\%}(X) \quad 3-35$$

Die Streuspanne  $T$  ist definiert als der Quotient aus dem 90 % - Quantil  $q_{90\%}$  und dem 10 % - Quantil  $q_{10\%}$ , die analog zu dem 50 % - Quantil bestimmt werden. Die Streuspanne schließt somit 80 % der Ergebnisse ein und ist eine verteilungsunabhängige Größe zur Beschreibung der Streuung der Stichprobe.

$$T = \frac{q_{90\%}(X)}{q_{10\%}(X)} \quad 3-36$$

Als ideale Werte ergeben sich  $m = 1$  und  $T = 1$ . Letzterer ist allerdings aufgrund der Streuung der experimentellen Lebensdauern nicht zu erreichen. Dargestellt werden die Ergebnisse im  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm, in dem die rechnerische über der experimentellen Lebensdauer aufgetragen wird, siehe in Abbildung 3-14 am Beispiel von 300 Wertepaaren. Ist  $N_{\text{rech}}$  kleiner als  $N_{\text{exp}}$  liegt das Wertepaare unterhalb der Winkelhalbierenden. In diesem Fall ist die Lebensdauer sicher abgeschätzt. Andernfalls liegt das Wertepaar oberhalb der Winkelhalbierenden und es handelt sich um eine unsichere Lebensdauerabschätzung. Liegen mehr Versuchspunkte auf der sicheren Seite ergibt sich  $m > 1$ , andernfalls  $m < 1$ .

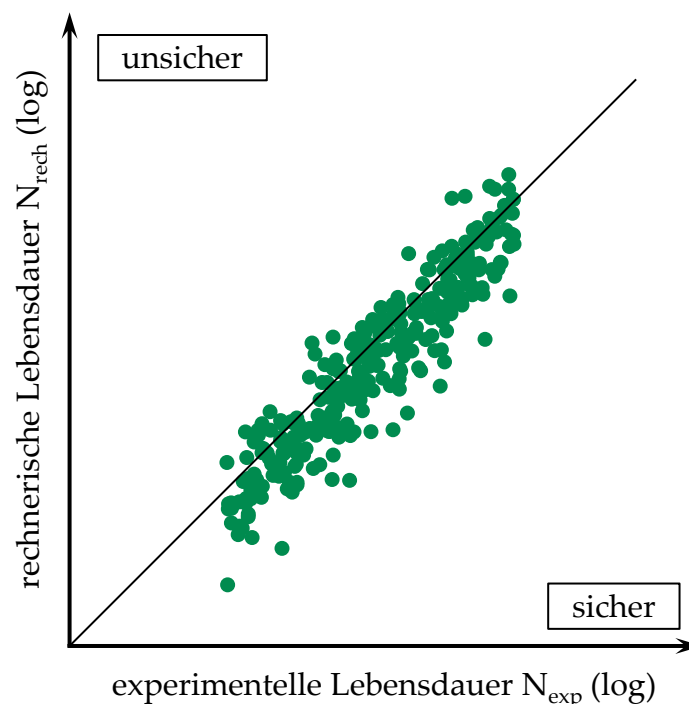


Abbildung 3-14:  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm

Alternativ kann die Treffsicherheit des Berechnungskonzepts im Wahrscheinlichkeitsnetz dargestellt werden. Auf der Abszisse wird das Verhältnis aus experimenteller zu rechnerischer Lebensdauer aufgetragen. Die Werte  $x_i$  werden der Größe nach sortiert und für jeden Wert wird eine Wahrscheinlichkeit  $P_i$  nach Tukey [Tukey 62] und Rossow [Ross 64] mit Gleichung 3-37 abgeschätzt.  $n$  entspricht dabei der Summe der Werte  $x_i$ .

Die Skalierung der Abszisse erfolgt logarithmisch. Ergibt sich für die betrachtete Stichprobe ein näherungsweise linearer Verlauf, folgt die Stichprobe einer logarithmischen Normalverteilung, [Hedd 20].

$$P_i = \frac{3 \cdot i - 1}{3 \cdot n + 1} \quad 3-37$$

In Abbildung 3-15 ist die Stichprobe von 300 Werten aus Abbildung 3-14 im Wahrscheinlichkeitsnetz dargestellt. Auch im Wahrscheinlichkeitsnetz können der Median  $m$  und die Streuspanne  $T$  abgelesen werden. Der Median  $m$  beschreibt die Verschiebung des Mittelwerts bei 50 % in horizontaler Richtung, die Streuspanne  $T$  die Steigung des näherungsweise linearen Verlaufs. Die Wahrscheinlichkeit bei  $N_{\text{exp}}/N_{\text{rech}} = 1$  entspricht der Ausfallwahrscheinlichkeit  $P_A$ .

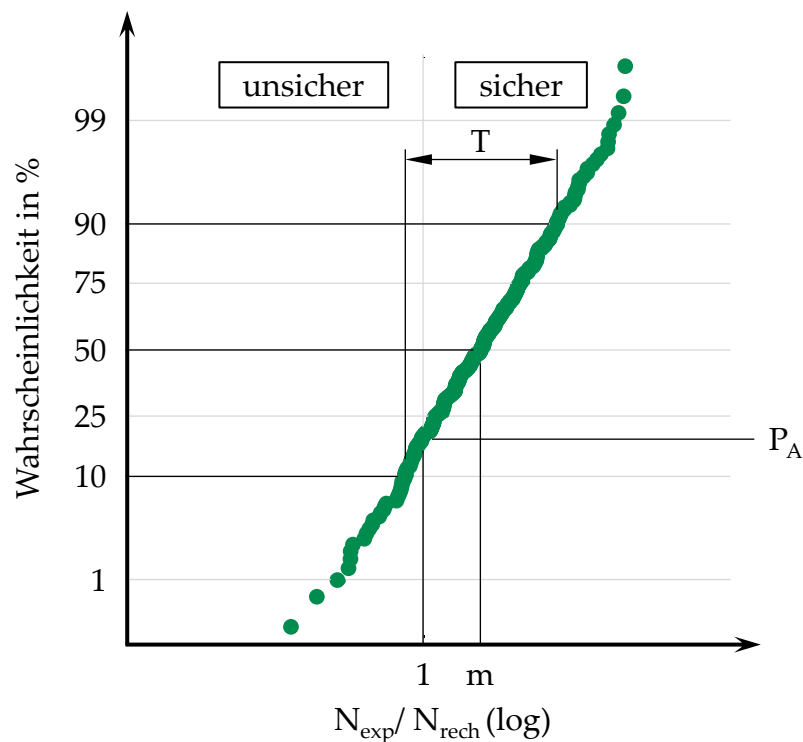


Abbildung 3-15: Wahrscheinlichkeitsnetz

## 4 Simulationsmodell zur Beanspruchungsermittlung

Für einen rechnerischen Festigkeitsnachweis von komplexen Bauteilen mit SPR-Verbindungen stehen einige Konzepte der zweiten Gruppe, siehe Abschnitt 3.1.2.4 bis 3.1.2.9, zur Verfügung. Diese benötigen als Eingangsdaten Informationen über das Festigkeitsverhalten eines SPR-Fügestpunkts bei zyklischer Belastung. Das am einfachsten für den Anwender zu verwendende Konzept ist FEMFAT spot, da es in einer kommerziellen Software umgesetzt ist. Anhand dieses Konzepts werden die benötigten Eingangsdaten zum Festigkeitsverhalten der SPR-Verbindung erläutert. Für jeden Fügestpunkt muss ein Haigh-Diagramm für die Langzeitfestigkeit der im Konzept verwendeten Strukturspannung in der Form von Abbildung 3-6 für jeden Belastungswinkel von  $0^\circ$  bis  $90^\circ$  in  $15^\circ$ -Schritten (insgesamt sieben) bestimmt werden. Dies kann auf drei Wegen geschehen, siehe Abbildung 4-1, die in der folgenden Aufzählung detailliert erläutert sind.

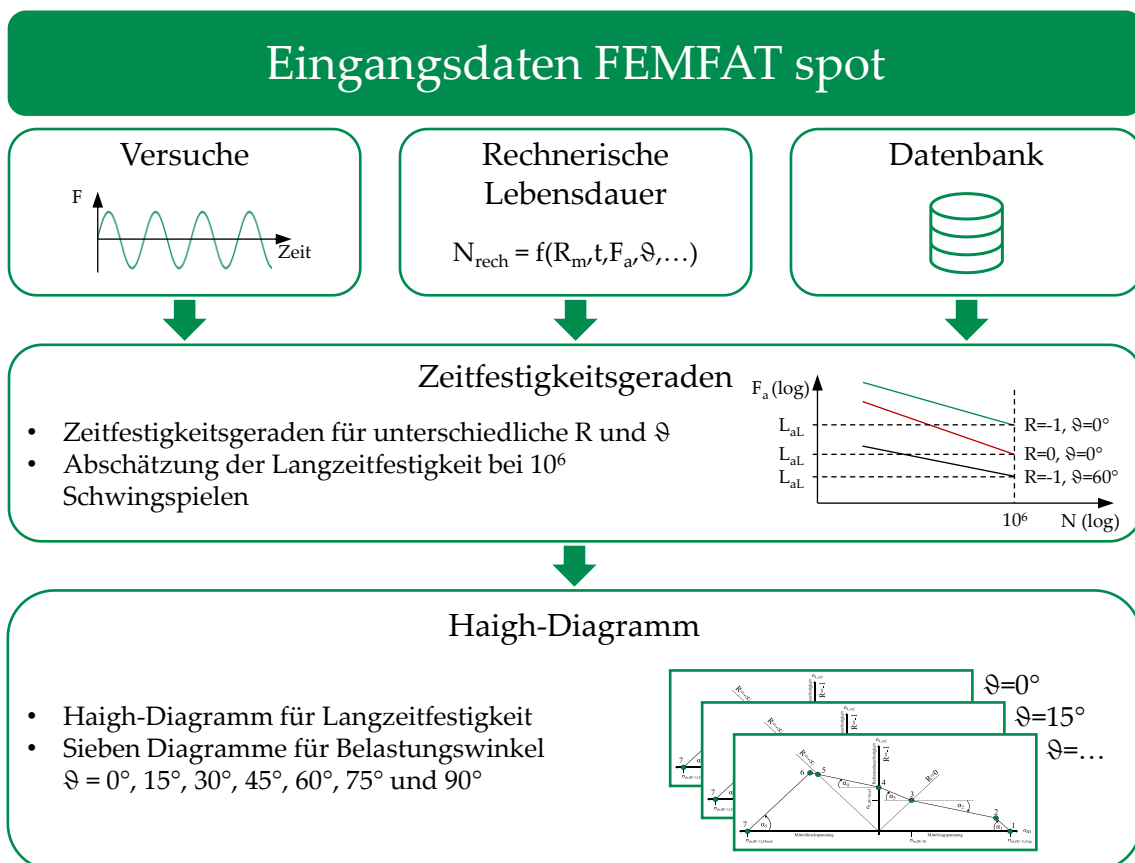


Abbildung 4-1: Ermittlung der Haigh-Diagramme als Eingangsdaten für FEMFAT spot

1. Experimentell: Die experimentelle Ermittlung liefert die höchste Treffsicherheit, ist aber im Gegenzug mit dem größten Aufwand verbunden. Zur Konstruktion des Haigh-Diagramms, siehe Abbildung 3-6, werden die Punkte 1 und 7 unter quasistatischer Beanspruchung ermittelt. Unter der Voraussetzung, dass die Winkel  $\alpha_1$  und  $\alpha_5$  aus [FEMF 21] mit  $45^\circ$  übernommen werden, sind noch die Langzeitfestigkeiten bei  $R = -1$ ,  $R = 0$ ,  $R = -\infty$  und  $0 < R < 1$  zu bestimmen. Dies geschieht mithilfe von Versuchen zur Ermittlung der Zeitfestigkeitsgerade. Bei einer Knickschwingenspielzahl  $N_D = 10^6$  wird aus dieser die Langzeitfestigkeit abgeschätzt. Wird die Langzeitfestigkeit für sieben Lasteinleitungswinkel ( $0^\circ$  bis  $90^\circ$  in  $15^\circ$  Schritten) ermittelt und werden für jede Versuchsreihe 15 Einzelversuche verwendet, ergibt sich eine Gesamtzahl von 420 Versuchen für eine Kombination aus Blechen, Niet und Fügeparametern.
2. Abschätzung mit Konzepten der ersten Gruppe (Abschnitt 3.1.2.1 bis 3.1.2.3): Diese Konzepte sollen unter Berücksichtigung von Geometrie, Lasteinleitung und Spannungsverhältnis ein Beanspruchungswert liefern, der zusammen mit einer Masterwöhlerlinie zu einer Lebensdauer führt, wodurch die Langzeitfestigkeit bei  $10^6$  Schwingspielen abgeschätzt werden kann. Die Masterwöhlerlinie ist je nach Konzept eine Werkstoff-Wöhlerlinie oder eine Wöhlerlinie des Fügepunkts, die experimentell zu bestimmen ist. Der experimentelle Aufwand ist dabei deutlich geringer als bei Punkt 1.
3. Abschätzung aus einer Datenbank: FEMFAT spot stellt eine Abschätzmethode auf Basis einer Datenbank zur Verfügung. Aus der Werkstoffgruppe, der Zugfestigkeit und dem Lasteinleitungswinkel wird die Langzeitfestigkeit bei  $R = 0$  geschätzt. Ausgehend von diesem Punkt werden die restlichen Stützpunkte des Haigh-Diagramms abgeleitet.

Von den drei Vorgehensweisen ist die erste aufgrund des hohen Versuchsumfangs nicht wirtschaftlich durchführbar. Die als Drittes genannte Vorgehensweise, Abschätzung der Festigkeit eines Fügepunkts auf Basis der Zugfestigkeit, erfordert den geringsten Aufwand. Allerdings lassen sich die Festigkeiten nicht auf andere Konzepte übertragen, da sich diese auf die in FEMFAT spot verwendeten Strukturspannungen beziehen. Des Weiteren ist nicht bekannt, wie gut die Treffsicherheit bzw. die Ausfallwahrscheinlichkeit der abgeschätzten Festigkeiten aus der Datenbank von FEMFAT spot ist.

In dieser Arbeit soll ein Ansatz verfolgt werden, der der an zweiter Stelle genannten Vorgehensweise zugeordnet werden kann. Die Schwingfestigkeit eines einzelnen Fügepunkts soll für unterschiedliche Lasteinleitungswinkel auf der Basis von Werkstoffkennwerten der Bleche und des Niets mit Hilfe einer FE-Simulation abgeschätzt werden. Die resultierenden Festigkeitskennwerte sind Eingangsgrößen für Konzepte zur Berechnung der Lebensdauer von Bauteilen mit komplexer Geometrie und einer höheren Anzahl von Fügstellen. Die Einschränkungen der in den Kapiteln 3.1.2.1 bis 3.1.2.3 genannten Konzepte soll durch die Validierung der Vorgehensweise mit einer hohen Anzahl von Versuchsreihen aufgehoben werden. Einschränkungen sind beispielsweise die Übertragbarkeit auf Fügstellen mit abweichenden Parametern, wie



---

eine andere Probenform, Werkstoffkombination oder Lasteinleitung im Vergleich zur Datenbasis der Konzepterstellung.

Ziel soll daher die Entwicklung eines Konzepts sein, das ohne Durchführung von Schwingfestigkeitsversuchen mit gefügten Blechen allein auf Basis von Werkstoffkennwerten die Festigkeit einzelner SPR-Fügestpunkte abschätzen kann. Das Konzept soll dabei auf dem Örtlichen Konzept beruhen. Die Ermittlung der Beanspruchung erfolgt, wie bei den Konzepten in Abschnitt 3.1.2.3, in einer FE-Simulation mit dreidimensionalem Modell des Fügestpunkts. Wie von Chergui [Cher 04] vorgeschlagen, soll elastisch-plastisches Werkstoffverhalten berücksichtigt werden. Im Gegensatz zu Kang et al. [Kang 15, Kang 20] und Choi et al. [Choi 17] soll wie im Projekt Stanznieten I [Mesc 16] das zyklische statt dem quasistatischem elastisch-plastischem Werkstoffverhalten Anwendung finden.



Zur Erfüllung der Zielsetzung, die Lebensdauer von SPR-Fügestpunkten mithilfe des Örtlichen Konzepts abzuschätzen, muss ein Simulationsmodell erstellt werden. An das Modell werden folgende Anforderungen gestellt:

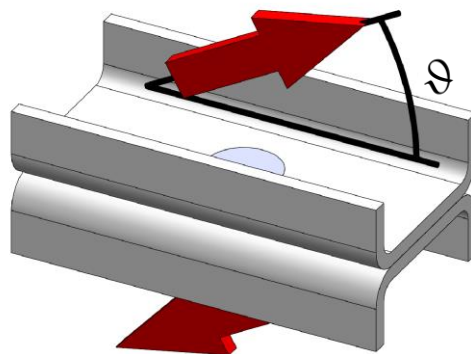
- Realitätsgetreue Nachbildung der Fügestpunktgeometrie
- Berücksichtigung von zyklisch elastisch-plastischem Werkstoffverhalten
- Berücksichtigung von fügestbedingten Eigenspannungen
- Berücksichtigung von Reibung zwischen den Fügestteilen
- Berücksichtigung unterschiedlicher Lasteinleitung

Die Kalibrierung des Berechnungskonzepts basiert auf einem umfangreichen Versuchsprogramm an drei unterschiedlichen SPR-Verbindungen aus dem Projekt Stanznieten I [Mesc 16], siehe Tabelle 4-1. Die Bezeichnung der Verbindung erfolgt, indem der stempelseitige Werkstoff zuerst und anschließend der matrizen seitige Werkstoff genannt wird. Die wichtigsten Größen zur Beschreibung der Qualität des Fügestpunkts (Hinterschnitt, Restbodendicke und Nietkopfendlage) liegen in den in Abschnitt 3.1.1 beschriebenen Grenzen. Abbildung 4-2 zeigt die verwendete KS2-Probenform nach [DVS 3480] mit dem Lasteinleitungswinkel  $\vartheta$ .

In den folgenden Abschnitten werden die nötigen Schritte zur Erstellung des Simulationsmodells beschrieben. Dabei wird auf das Werkstoffverhalten, die Fügestpunktgeometrie, die Kontakte, die Eigenspannungen, die Verknüpfung des Fügestpunkts mit der Probengeometrie und die Belastung näher eingegangen.

Tabelle 4-1: SPR-Verbindungen aus [Mesc 16]

Verbindung	Aluminium	Aluminium	Stahl
	- Aluminium	- Stahl	- Aluminium
Schliffbild			
Werkstoff stempelseitig	EN AW-6181A-T6 t = 2 mm	EN AW-6181A-T6 t = 2 mm	HX340LAD t = 1,5 mm
Werkstoff matrizenseitig	EN AW-6181A-T6 t = 2 mm	HX340LAD t = 1,5 mm	EN AW-6181A-T6 t = 2 mm
Stanzniet	C 5X6 H4 SKR	C 5X6 H4 SKR	HD2 5X5,5 H4 SK
Matrize	KA 090 2118	FM 100 2120	FM 100 2118
Hinterschnitt	Links: 0,40 mm Rechts: 0,39 mm	Links: 0,27 mm Rechts: 0,26 mm	Links: 0,54 mm Rechts: 0,54 mm
Restbodendicke	Links: 0,40 mm Rechts: 0,50 mm	Links: 0,42 mm Rechts: 0,38 mm	Links: 0,43 mm Rechts: 0,43 mm
Nietkopfendlage	0,19 mm	0,16 mm	-0,13 mm

Abbildung 4-2: KS2-Probe mit Lasteinleitungswinkel  $\vartheta$ 

#### 4.1 Werkstoffverhalten

In den Versuchen werden drei Werkstoffkombinationen mit Blechen aus Aluminium EN AW-6181A-T6 (im Folgenden mit AW-6181 abgekürzt) mit einer Blechdicke von 2 mm und Stahl HX340LAD (im Folgenden mit HX340 abgekürzt) mit einer Blechdicke von 1,5 mm untersucht. Der Halbhohlstanzniet besteht in allen Verbindungen aus 38B2 im vergüteten Zustand, das als Grundmaterial aus einem Draht mit einem Durchmesser von 5 mm besteht, aus dem durch Umformen der Stanzniet hergestellt wird.

Beim Aluminiumblech handelt es sich um die Aluminiumknetlegierung EN AW-6181A. Diese wird aufgrund ihrer hohen Duktilität und plastischen Verformbarkeit und die daraus resultierenden guten Crasheigenschaften für Strukturbauteile verwendet. Des Weiteren zeichnet sich der Werkstoff durch seine gute Korrosionsbeständigkeit, Schweißbarkeit und Kaltverformbarkeit aus [Oste 14]. Die 6.000er Legierungsfamilie zeichnet sich durch einen hohen Gehalt an Silicium und Magnesium aus. Diese erreichen durch Warm- oder Kaltauslagerung eine Festigkeitssteigerung. Die Warmauslagerung findet für 20 bis 30 Minuten bei 175 °C bis 185 °C statt. Diese kurze Dauer macht den Werkstoff interessant für die Automobilindustrie, denn so kann die Aushärtung bei der kathodischen Tauchlackierung (KTL) erfolgen und muss nicht in einem zusätzlichen Arbeitsschritt durchgeführt werden [GDA 07]. Im Projekt Stanznieten I [Mesc 16] wird der KTL-Prozess durch 30-minütige Wärmebehandlung bei 180° nachgestellt, wodurch sich der Zustand T6 ergibt. Dieser zeichnet sich durch eine deutlich höhere Streckgrenze und Zugfestigkeit im Vergleich zum unbehandelten Zustand aus. Die Legierungsbestandteile sind in Tabelle 4-2 zusammengefasst.

Beim Fügeblechwerkstoff HX340LAD+Z100 handelt es sich um einen niedriglegierten, feuerverzinkten Feinkornstahl, der besonders für das Kaltumformen geeignet ist [DIN 10346]. Die Beschichtung besteht aus 100 g Zink pro Quadratmeter. Der Werkstoff weist eine geringe Härte bei guten Schweißeigenschaften auf. Aufgrund seiner hohen Festigkeit wird er vor allem für Verstärkungselemente und stark beanspruchte Blecherzeugnisse angewendet [Hahn 14]. Der Nietwerkstoff 38B2 ist ein legierter Stahl, der in Form eines Drahts oder runden Stabs produziert wird. Dieser ist besonders zum Kaltstauchen und Kaltfließpressen mit nachfolgendem Vergüten und Induktions- oder Flammhärten geeignet. Die verwendeten Stanzniete werden aus dem Draht mittels Kaltstauchen geformt und anschließend zur Festigkeitssteigerung vergütet. Die chemischen Zusammensetzungen der Stähle sind ebenfalls Tabelle 4-2 zu entnehmen.

In den folgenden Abschnitten wird das Werkstoffverhalten der drei Werkstoffe unter quasistatischer und spannungs- bzw. dehnungsgeregelter zyklischer Belastung untersucht. Die Einzelversuchsergebnisse der Blechwerkstoffe werden aus dem Projekt Stanznieten I [Mesc 16] übernommen und neu ausgewertet. Die Charakterisierung des Nietwerkstoffs erfolgt an Drahtabschnitten mit einem Durchmesser von 5 mm. Derselbe Draht wird zur Fertigung der hier verwendeten Niete verwendet. Die Drahtabschnitte werden in einer Zugprüfmaschine gerichtet und anschließend vergütet auf eine Streckgrenze von 1455 MPa, um die Festigkeit zu erreichen, den auch der Niet aufweist.

Tabelle 4-2: Legierungsbestandteile der verwendeten Werkstoffe nach Norm

Werkstoff	Aluminium EN AW-6181	Stahl HX340LAD	Stahl 38B2
Norm	DIN EN 573-3 [DIN 573]	DIN EN 10346 [DIN 10346]	DIN EN 10263-4 [DIN 10263]
Si	0,80 - 1,20 %	≤ 0,50 %	≤ 0,30 %
Fe	0,45 %	Rest	Rest
Cu	0,10 %	-	≤ 0,25 %
Mn	0,15 %	≤ 1,40 %	0,60 - 0,90 %
Mg	0,60 - 1,00 %	-	-
Cr	0,10 %	-	≤ 0,30 %
Zn	0,20 %	-	-
Ti	0,10 %	≤ 0,15 %	-
C	-	≤ 0,12 %	0,35 - 0,40 %
P	-	≤ 0,03 %	≤ 0,025 %
S	-	≤ 0,025 %	≤ 0,025 %
Al	Rest	≥ 0,015 %	-
Nb	-	≤ 0,10 %	-
B	-	-	0,0008 - 0,005 %

Am Institut für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren der TU Clausthal wurden Schliffbilder vom Draht erstellt und Härtemessungen durchgeführt. Die Schliffbilder in Abbildung 4-3 zeigen ein gleichmäßiges Gefüge des vergüteten Drahtes. Auch die Härtemessung entlang eines Pfads über den Querschnitt zeigt eine gleichmäßige Durchhärtung des Drahts, siehe Abbildung 4-4. Daraus folgt, dass der Draht zur Charakterisierung des Niets verwendet werden kann.

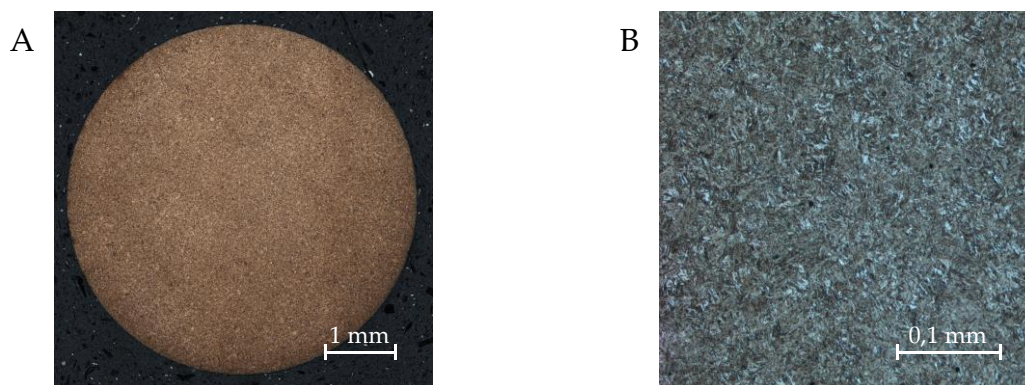


Abbildung 4-3: Schliffbilder des Drahts aus 38B2 im vergüteten Zustand. A: Übersicht, B: Gefüge

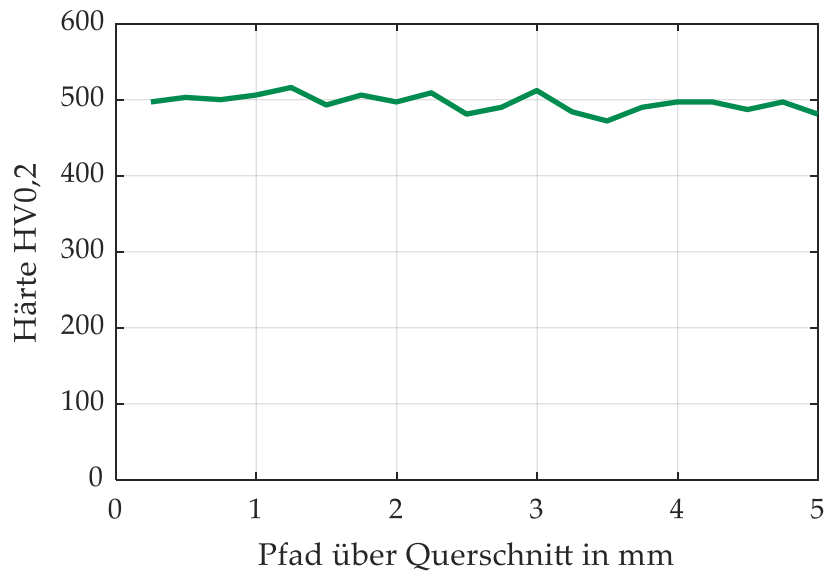


Abbildung 4-4: Härtemessung über den Querschnitt des Drahts aus 38B2 im vergüteten Zustand

#### 4.1.1 Zugversuche

Zur Bestimmung der quasistatischen Kennwerte der verwendeten Werkstoffe werden Zugversuche durchgeführt. Die Ergebnisse für die Fügebleche werden [Mesc 16] entnommen. In Abbildung 4-5 ist zum grafischen Vergleich jeweils ein Zugversuch eines jeden Werkstoffs dargestellt. Die Kennwerte sind in Tabelle 4-3 zusammengefasst.

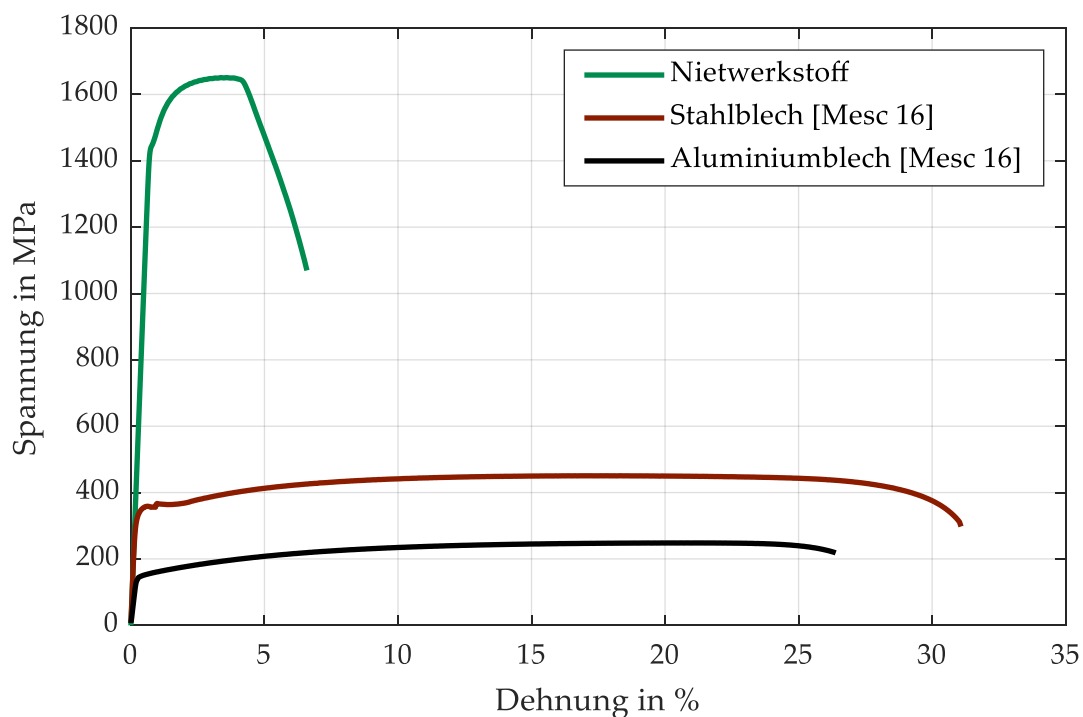


Abbildung 4-5: Vergleich des quasistatischen Werkstoffverhaltens

Tabelle 4-3: Quasistatische Werkstoffkennwerte

Kennwert	Aluminiumblech [Mesc 16]	Stahlblech [Mesc 16]	Nietwerkstoff
Elastizitätsmodul E	69,5 GPa	210,6 GPa	212,5 GPa
Streckgrenze $R_e$	180,6 MPa	359,7 MPa	1.455 MPa
Zugfestigkeit $R_m$	263,1 MPa	453,3 MPa	1.637 MPa
Gleichmaßdehnung $A_g$	17,4 %	16,3 %	2,68 %
Bruchdehnung A	22,8 %	28,1 %	5,89 %

#### 4.1.2 Spannungsgeregelte Versuche

Für die rechnerische Lebensdauerabschätzung ist der Einfluss von Mittelspannungen von großer Bedeutung. In spannungsgeregelten Einstufenversuchen mit gekerbten Proben wird die Mittelspannungsempfindlichkeit  $M$  bestimmt. Die Versuche am Aluminiumblech aus AW-6181 und dem Stahlblech aus HX340 werden in [Mesc 16] an Blechstreifen mit einer mittigen Bohrung (Formzahl  $K_t = 2,5$ ) durchgeführt. Für den Nietwerkstoff 38B2 werden Rundproben mit Umlaufkerbe ( $K_t = 2$ ) aus dem als Draht vorliegendem Grundwerkstoff im vergüteten Zustand verwendet. Zeichnungen der Probengeometrien sind in Abbildung 11-1 im Anhang dargestellt.

Ziel dieser Arbeit ist die Lebensdauerabschätzung von SPR-Fügestellen im Zeitfestigkeitsbereich. Daher wird im Folgenden der Fokus auf Versuchsergebnisse und die Mittelspannungsempfindlichkeit im Zeitfestigkeitsbereich gelegt. Die Versuche werden auf Resonanzprüfmaschinen durchgeführt. Als Anrisskriterium wird ein Frequenzabfall von  $\Delta f = 1$  Hz verwendet.

Die Versuche im Zeitfestigkeitsbereich aus [Mesc 16] werden neu ausgewertet, um Versuche im Übergangsbereich zur Langzeitfestigkeit nicht in der Zeitfestigkeitsgeraden zu berücksichtigen. Zusätzlich werden Zeitfestigkeitsgeraden für die Spannungsverhältnisse  $R = -1$  und  $R = 0$  mit einer gemeinsamen gemittelten Neigung  $k$  bestimmt, um eine konstante Mittelspannungsempfindlichkeit für den Zeitfestigkeitsbereich zu erhalten. Die Einzelversuchsergebnisse sind in Tabelle 11-7 im Anhang zusammengefasst. Die Langzeitfestigkeit  $L_{aL}$  wird aus [Mesc 16] übernommen. Abbildung 4-6 zeigt die Wöhlerlinien des Aluminiumblechs, Abbildung 4-7 die des Stahlblechs. Die Kennwerte zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden nach Gleichung 3-2 sind für das Aluminiumblech in Tabelle 4-4 und für das Stahlblech in Tabelle 4-5 aufgeführt.

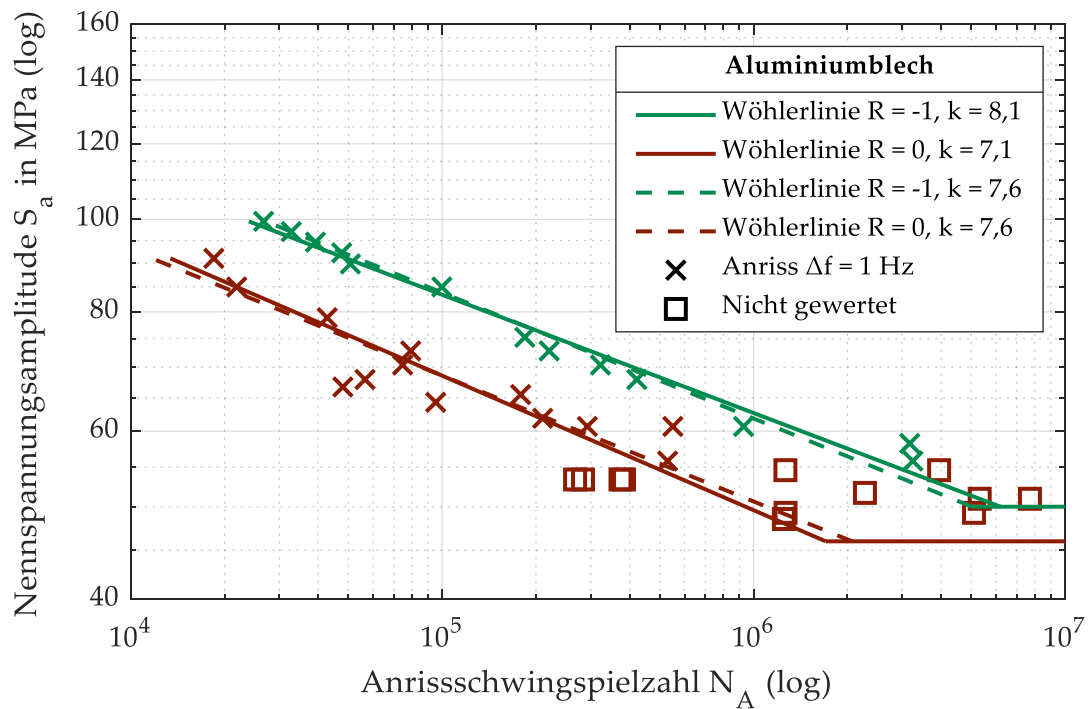


Abbildung 4-6: Wöhlerversuche am Aluminiumblech aus AW-6181

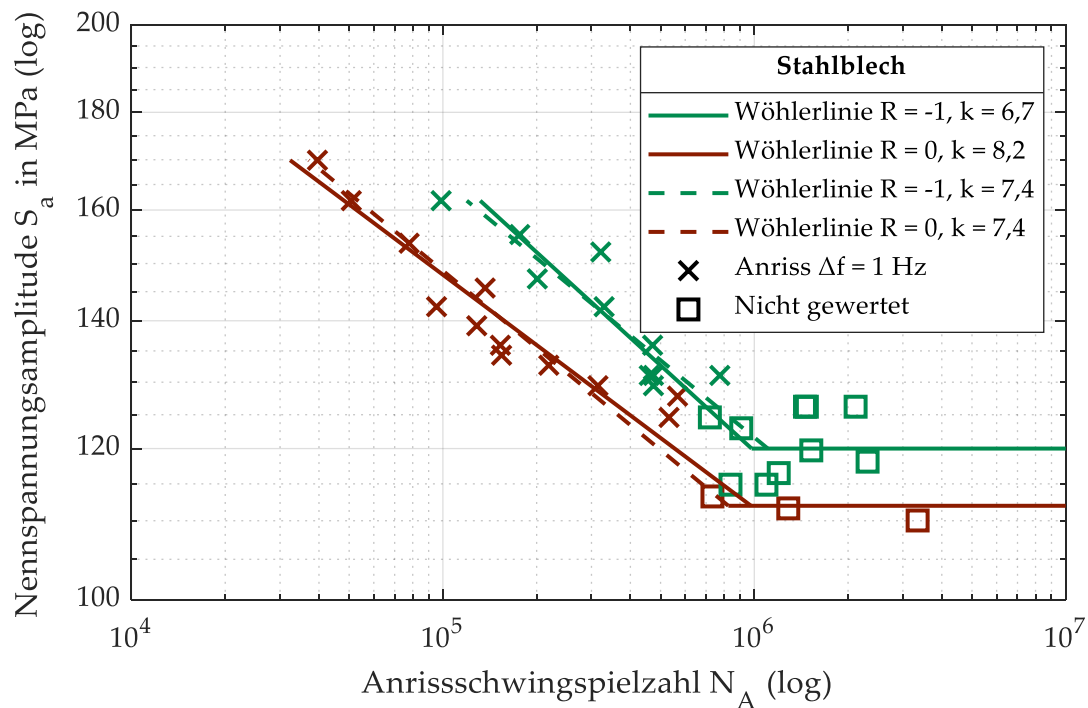


Abbildung 4-7: Wöhlerversuche am Stahlblech aus HX340

Tabelle 4-4: Zyklische Werkstoffkennwerte Aluminiumblech (spannungsgeregelt)

Kenngröße	R = -1	R = 0
Neigung k	8,1	7,1
Lage log(C)	20,512	18,036
Langzeitfestigkeit $L_{aL,1E7}$	50 MPa	46 MPa
k = konstant		
Neigung k	7,6	7,6
Lage log(C)	19,592	18,932

Tabelle 4-5: Zyklische Werkstoffkennwerte Stahlblech (spannungsgeregelt)

Kenngröße	R = -1	R = 0
Neigung k	6,7	8,2
Lage log(C)	19,950	22,749
Langzeitfestigkeit $L_{aL,1E7}$	120 MPa	112 MPa
k = konstant		
Neigung k	7,4	7,4
Lage log(C)	21,525	21,175

Zur Bestimmung der Mittelspannungsempfindlichkeit nach Schütz [Schü 67] des Nietwerkstoffs für den Zeit- und Langzeitfestigkeitsbereich werden Wöhlerversuche mit einem elektromagnetischen Resonanzprüfstand durchgeführt. Die Bestimmung der Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich erfolgt nach dem Perlenschnurverfahren, [DIN 50100]. Die Langzeitfestigkeit wird mit dem Treppenstufenverfahren abgeschätzt, [DIN 50100]. Proben, die eine Schwingspielzahl von  $5 \cdot 10^6$  ohne Versagen erreichen, werden als Durchläufer gewertet. Als Versagen wird ein Anriss bei einem Frequenzabfall von 0,1 Hz definiert. Die Probe wird mit Hilfe von Spannzangen in den Prüfstand eingespannt, siehe Abbildung 4-8.



Abbildung 4-8: Prüfaufbau für Zeit- und Dauerfestigkeitsversuche am Nietwerkstoff



Die ermittelten Wöhlerlinien sind zusammen mit den Ergebnissen der Versuche im Zeitfestigkeitsbereich in Abbildung 4-9 dargestellt und die Kennwerte in Tabelle 4-6 zusammengefasst. Die Einzelversuchsergebnisse im Zeitfestigkeitsbereich sind in Tabelle 11-9 und im Langzeitfestigkeitsbereich in Tabelle 11-10 im Anhang aufgeführt. Die durchgezogenen Wöhlerlinien basieren auf den Versuchsergebnissen. Die Zeitfestigkeitsgeraden verlaufen nahezu parallel zueinander (vgl.  $k = 4,4$  bei  $R = -1$  und  $k = 4,1$  bei  $R = 0$ ). Um eine konstante Mittelspannungsempfindlichkeit  $M$  nach Schütz [Schü 67] für den gesamten Zeitfestigkeitsbereich zu erhalten, werden die Geraden mit einer gemittelten Neigung von  $k = 4,3$  erneut ausgewertet und gestrichelt dargestellt.

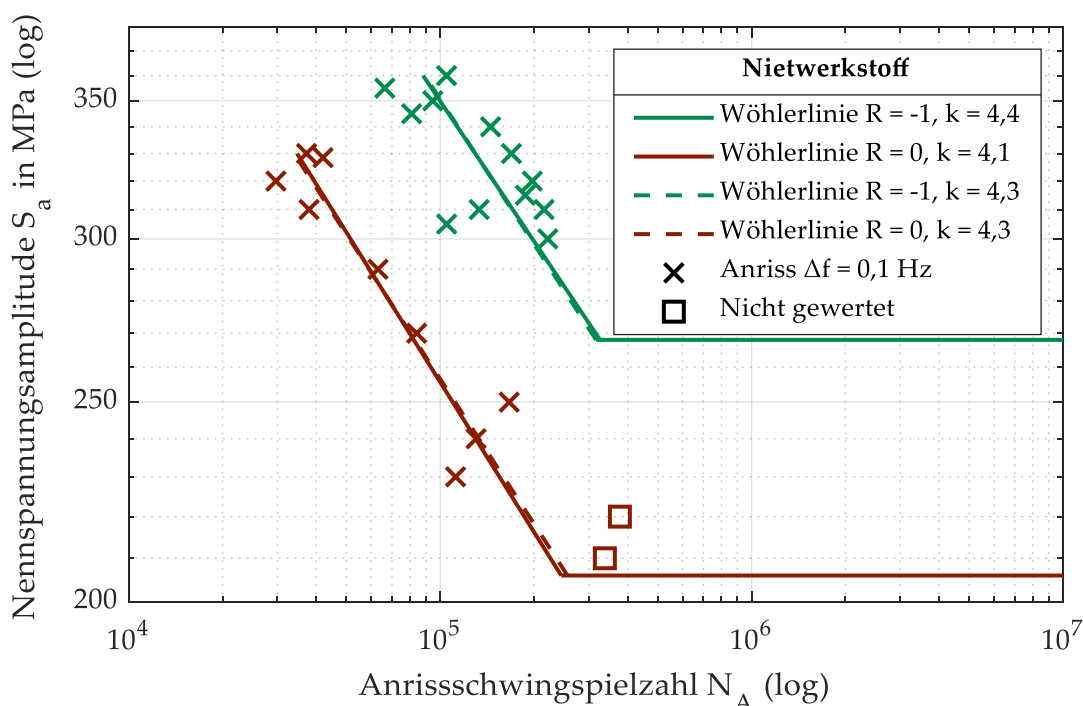


Abbildung 4-9: Wöhlerversuche am Nietwerkstoff aus 38B2 vergütet

Tabelle 4-6: Zyklische Werkstoffkennwerte Nietwerkstoff (spannungsgeregelt)

Kenngröße	R = -1	R = 0
Neigung k	4,4	4,1
Lage log(C)	16,283	14,978
Langzeitfestigkeit $L_{aL,1E7}$	268 MPa	206 MPa
k = konstant		
Neigung k	4,3	4,3
Lage log(C)	15,917	15,335

Für parallele Zeitfestigkeitsgeraden ergibt sich im Zeitfestigkeitsbereich eine von der Lasthöhe unabhängige Mittelspannungsempfindlichkeit  $M_{ZF}$ . Die Gleichung 3-3 nach Schütz [Schü 67] vereinfacht sich daher zu Gleichung 4-1. Die Mittelspannungsempfindlichkeiten für den Langzeitfestigkeitsbereich  $M_{LZF}$  ergeben sich durch Einsetzen

der Langzeitfestigkeiten in Gleichung 3-3. In Tabelle 4-7 sind die sich ergebenden Mittelspannungsempfindlichkeiten zusammengefasst. Zusätzlich sind die nach Gleichung 3-4 aus der Zugfestigkeit  $R_m$  abgeschätzten Mittelspannungsempfindlichkeiten  $M_{\text{geschätzt}}$  angegeben. Die angenommene Steigerung der Mittelspannungsempfindlichkeit bei steigender Zugfestigkeit wird durch die Versuchsergebnisse an den Stahlwerkstoffen bestätigt.

$$M_{ZF} = \frac{C_{R=-1}^{1/k} - C_{R=0}^{1/k}}{C_{R=0}^{1/k}} \quad 4-1$$

Tabelle 4-7: Mittelspannungsempfindlichkeiten für den Zeitfestigkeitsbereich  $M_{ZF}$  und Langzeitfestigkeitsbereich  $M_{LZF}$  der verwendeten Werkstoffe

Kennwert	Aluminiumblech	Stahlblech	Nietwerkstoff
$M_{ZF}$	0,22	0,11	0,37
$M_{LZF}$	0,09	0,07	0,30
$M_{\text{geschätzt}}$	0,22	0,06	0,47

In Abbildung 4-10 ist der Einfluss der Mittelspannung auf die ertragbare Spannungsamplitude grafisch dargestellt. Die Größe der Neigung zwischen den Festigkeiten bei wechselnder und schwellender Last beschreibt dabei die Mittelspannungsempfindlichkeit.

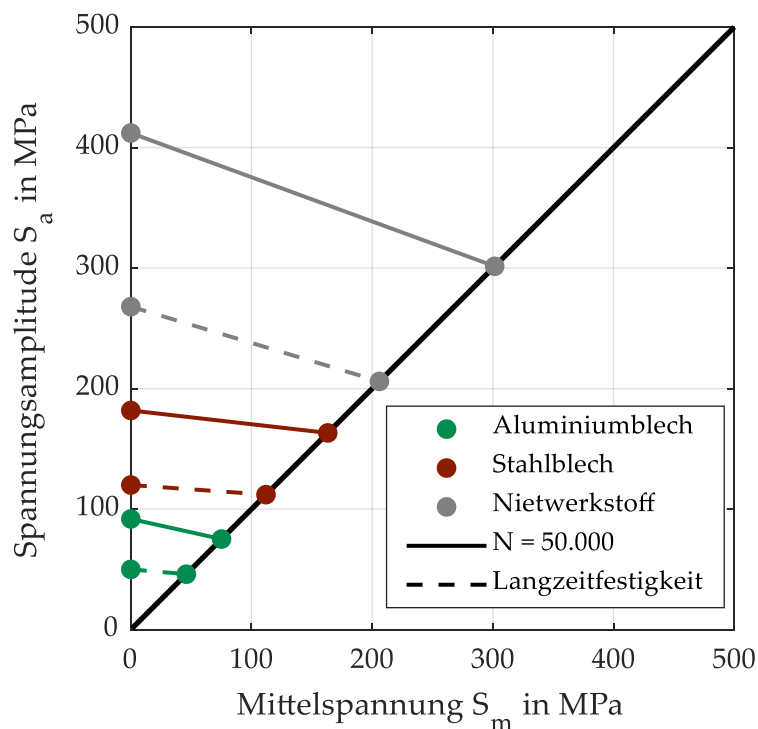


Abbildung 4-10: Darstellung der Mittelspannungsempfindlichkeit

Der Mittelspannungseinfluss im Langzeitfestigkeitsbereich wird durch gestrichelte Linien, im Zeitfestigkeitsbereich durch durchgezogene Linien dargestellt. Zur Darstellung werden die Festigkeiten bei einer Anrisschwingenspielzahl von 50.000 verwendet. Der grafische Vergleich verdeutlicht die berechneten Ergebnisse in Tabelle 4-6 und zeigt für den Nietwerkstoff eine deutlich größere Abnahme der ertragbaren Spannungsamplitude mit steigender Mittelspannung als bei dem Aluminium- oder Stahlblech.

### 4.1.3 Dehnungsgeregelte Versuche

Während des Fügeprozesses treten im Werkstoff hohe Umformungen auf, die die zyklischen Werkstoffkennwerte beeinflussen können, [Mase 00]. Mit dehnungsgeregelten Einstufenversuchen an ungekerbten Proben wird zum einen der Einfluss einer Umformung auf das zyklische Werkstoffverhalten untersucht. Dafür werden die Dehnungswöhlerlinien und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven bei unterschiedlichen Umformgraden verglichen. Aus den Erkenntnissen können anschließend Rückschlüsse auf das zyklische Werkstoffverhalten der umgeformten Fügebauteile in der Fügeverbindung gezogen werden. Zum anderen werden die Ergebnisse der dehnungsgeregelten Einstufenversuche in Abschnitt 4.4 zur Bestimmung des hinterlegten Werkstoffverhaltens in den FE-Simulationen und zur Abschätzung der P-Wöhlerlinien in Abschnitt 5.2 verwendet.

Der Einfluss einer Umformung auf das zyklische Werkstoffverhalten von Aluminiumlegierungen der 6.000er Gruppe hat unter anderem Wagener [Wage 07] untersucht. In Versuchen bei unterschiedlichen Umformgraden ergibt sich kein signifikanter Einfluss auf die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve und die Dehnungswöhlerlinie. Im Projekt Stanznieten I [Mesc 16] werden diese Untersuchungen am Aluminiumblech aus AW-6181 erneut durchgeführt. In einer Zugprüfmaschine werden Blechstreifen abhängig von der Gleichmaßdehnung  $A_g$  vorgereckt. Anschließend werden taillierte Proben nach [SEP 1240], siehe Abbildung 11-2A im Anhang, spanend gefertigt und in dehnungsgeregelten Einstufenversuchen zyklisch untersucht. Der grafische Vergleich der Dehnungswöhlerlinien bei Umformungen von 0 %, 20 %, 50 % und 80 % der Gleichmaßdehnung  $A_g$  in Abbildung 4-11 zeigt keinen signifikanten Einfluss durch die Umformung. Die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven werden mittels Kompatibilitätsbedingungen aus den Dehnungswöhlerlinien berechnet. Auch deren Verlauf in Abbildung 4-12 ist nicht signifikant abhängig von der Umformung der Aluminiumbleche. Zusätzlich ist der Spannungs-Dehnungs-Verlauf der ersten Belastung einer Probe ohne Umformung eingezeichnet. Hieran lässt sich erahnen, dass durch die zyklische Beanspruchung im Aluminiumblech eine starke Verfestigung auftritt. Die Einzelversuchsergebnisse und zyklischen Werkstoffkennwerte sind in Tabelle 11-11 und Tabelle 11-12 im Anhang in Abhängigkeit der Umformung zusammengefasst.

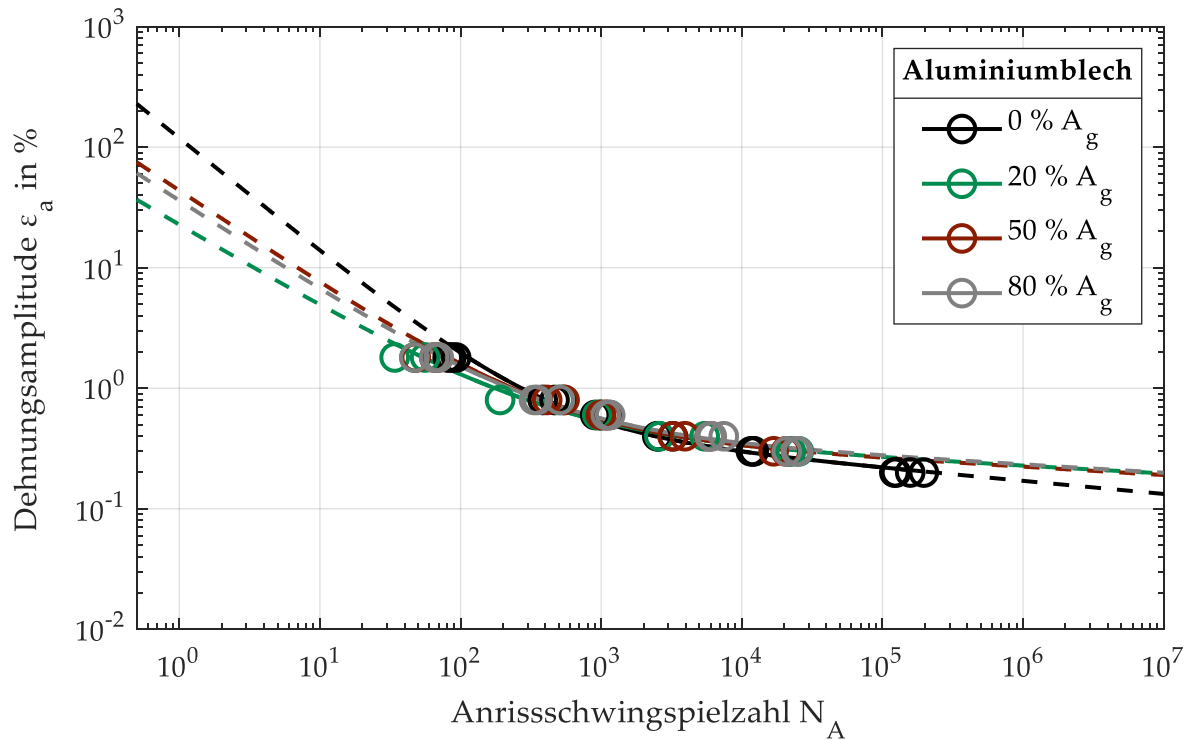


Abbildung 4-11: Dehnungswöhlerlinien des Aluminiumblechs bei unterschiedlicher Umformung, Daten aus [Mesc 16]

Dasselbe Vorgehen wird für das Stahlblech aus HX340 in [Mesc 16] angewendet. Auf den Verlauf der Dehnungswöhlerlinien hat die Umformung keinen Einfluss, siehe Abbildung 4-13. Dagegen tritt mit steigender Umformung eine leichte Verfestigung des Stahlblechs auf, zu sehen im zyklischen Spannungs-Dehnungs-Diagramm in Abbildung 4-14. Der Vergleich mit der Erstbelastungskurve zeigt ein entfestigendes Werkstoffverhalten durch die zyklische Belastung. Diese Ergebnisse decken sich auch mit der Literatur. Masendorf [Mase 00] zeigt für den ähnlichen Werkstoff ZStE 340 (neuer Name HC340LA, [DIN 10268]) ebenso eine Verfestigung mit steigendem Umformgrad und keinen Einfluss der Umformung auf die Dehnungswöhlerlinie.

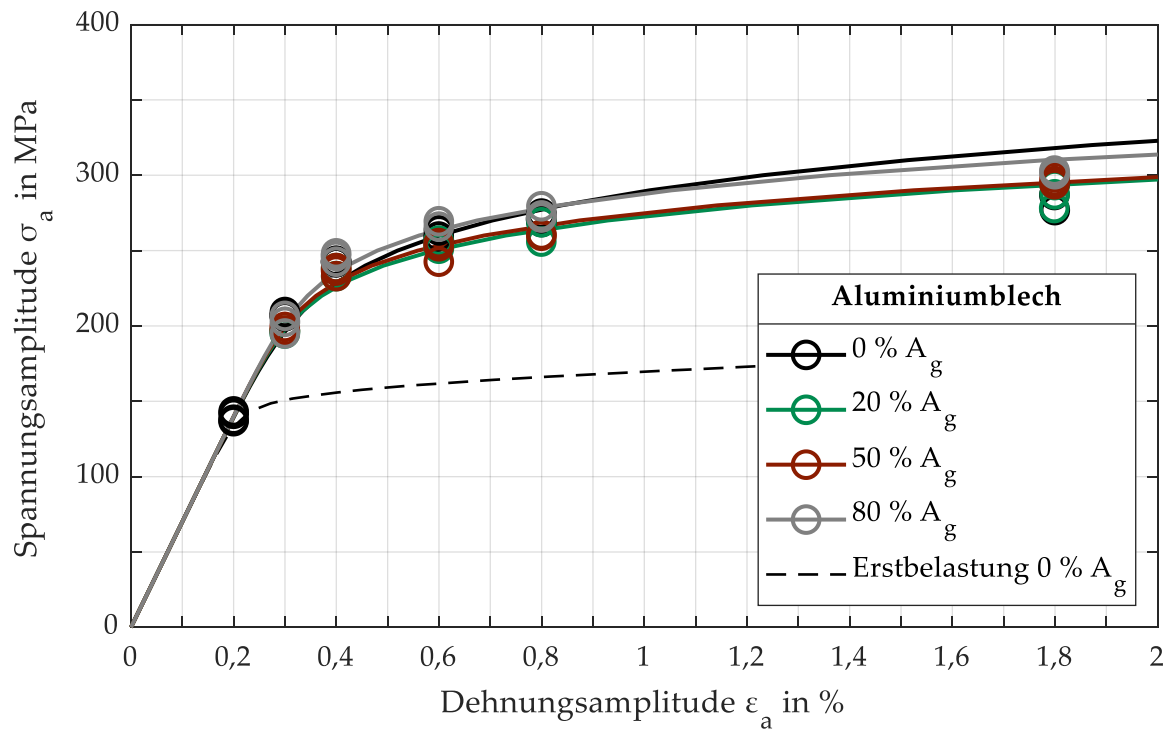


Abbildung 4-12: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des Aluminiumblechs bei unterschiedlicher Umformung mit Kompatibilitätsbedingungen, Daten aus [Mesc 16]

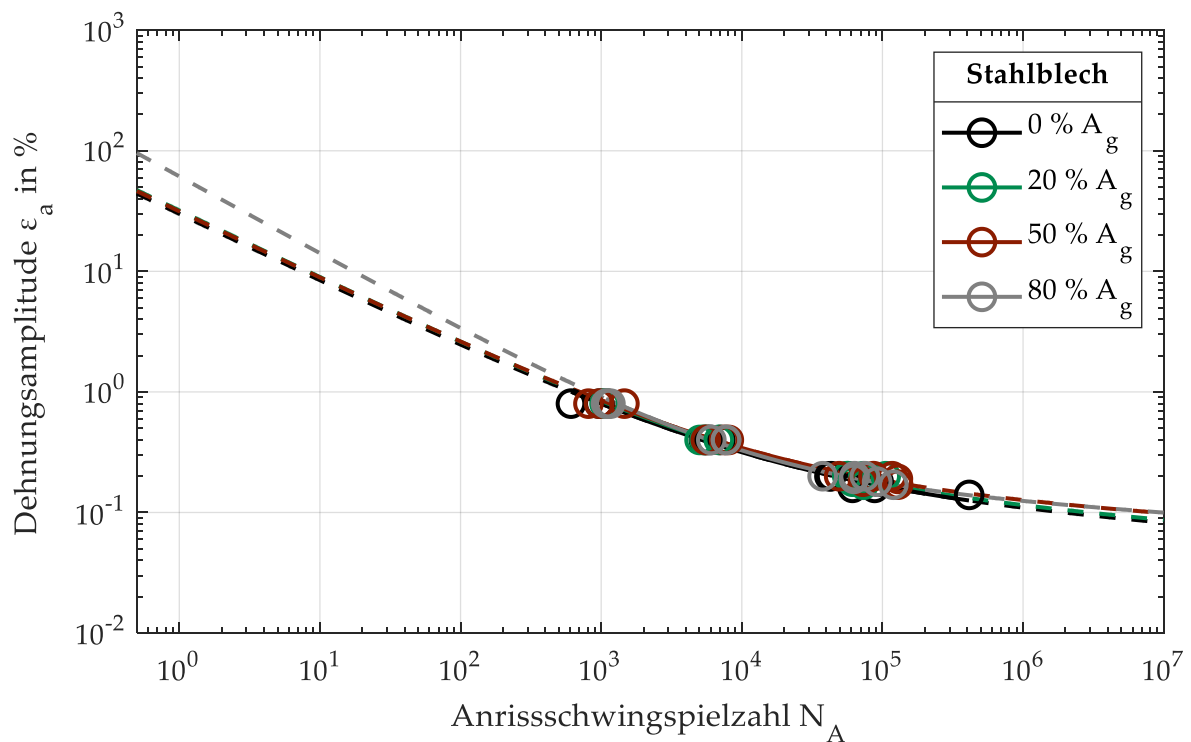


Abbildung 4-13: Dehnungswöhlerlinien des Stahlblechs bei unterschiedlicher Umformung, Daten aus [Mesc 16]

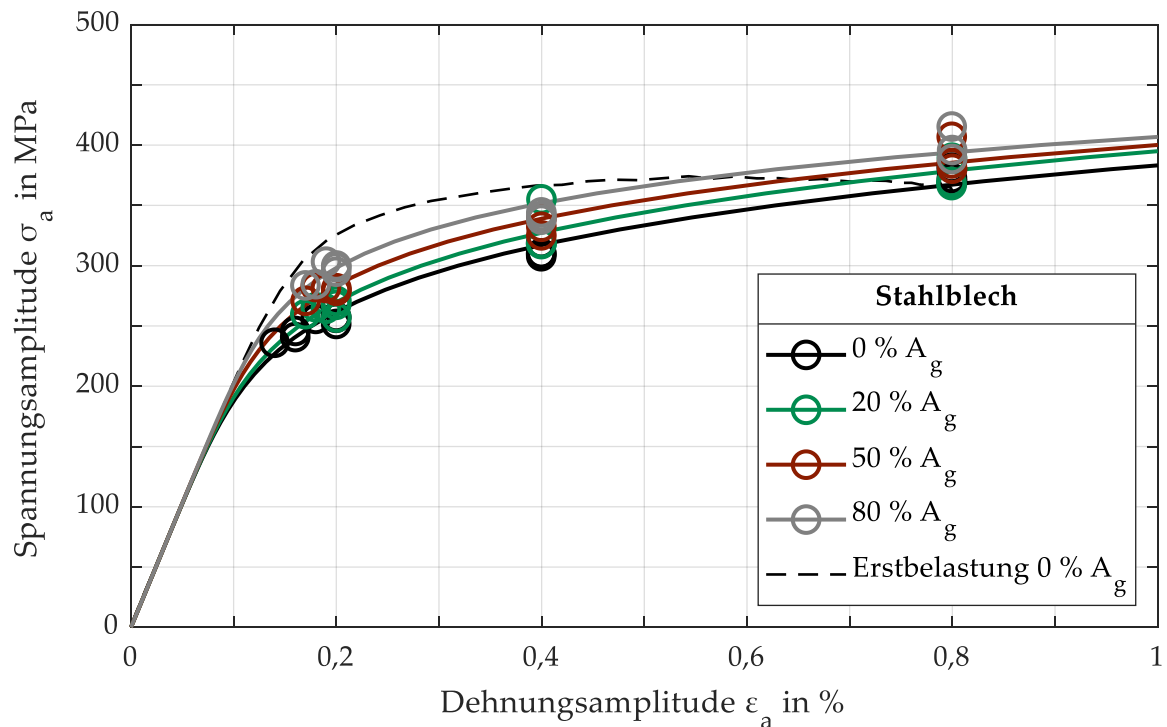


Abbildung 4-14: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des Stahlblechs bei unterschiedlicher Umformung mit Kompatibilitätsbedingungen, Daten aus [Mesc 16]

Die zyklischen Werkstoffkennwerte des Nietwerkstoffs werden in Anlehnung an [SEP 1240], siehe Abschnitt 3.2, ermittelt. Als Probengeometrie wird eine CAE-optimierte LCF-Rundprobe in Anlehnung an [Busc 96] von 8 mm Durchmesser auf einen Durchmesser von 3 mm im Prüfbereich verkleinert, siehe Abbildung 11-2 im Anhang. Die Endkontur wird durch spanende Bearbeitung nach dem ggf. notwendigen Umformen aus dem gehärteten Werkstoffdraht gefertigt. Aufgrund der geringen Gleichmaßdehnung  $A_g$  von 2,68 % wird ein möglichst hoher Umformgrad angestrebt. Durch den flachen Verlauf der quasistatischen Spannungs-Dehnungs-Kurve im Bereich der Zugfestigkeit ist es möglich, Umformgrade von 100 % der Gleichmaßdehnung zu erzeugen, ohne dass es zu einer Einschnürung des Werkstoffs kommt. Aufgrund des im Folgenden gezeigten geringen Einflusses des Umformgrads auf das zyklische Werkstoffverhalten, wird nur eine Umformung von 0 % und 100 %  $A_g$  untersucht. Die Einspannung der Probe erfolgt mit einem hydraulischen Keilspannzeug und die Dehnungsmessung mit einem Extensometer mit einer Messlänge von  $l_0 = 5$  mm, Abbildung 4-15. Unterhalb einer relativ hohen Dehnungsamplitude von 0,40 % tritt im Versuch bis zu einer Schwingspielzahl von  $N = 10^6$  kein Versagen auf.

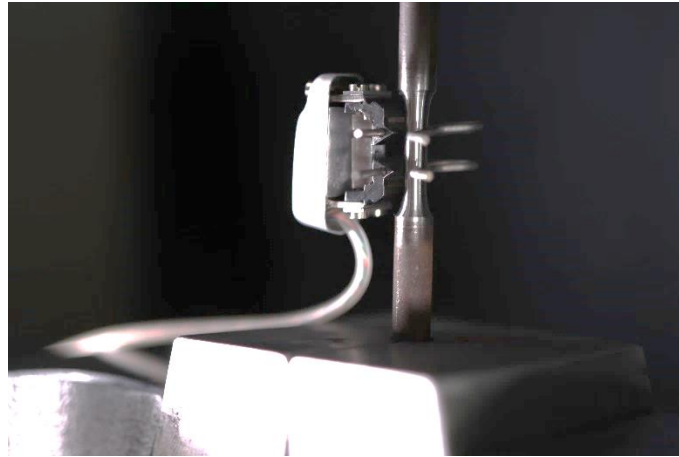


Abbildung 4-15: Eingespannte Probe des Nietwerkstoffs für dehnungsgeregelte Versuche

In Abbildung 4-16 sind die sich ergebenden Dehnungswöhlerlinien gezeigt. Im Bereich der Versuchsergebnisse hat die Umformung keinen Einfluss auf das Werkstoffverhalten. Die Abweichung im Bereich hoher Dehnung in der Dehnungswöhlerlinie kommt durch Extrapolation zustande und sollte nicht überbewertet werden. Dagegen hat die Umformung einen geringen Einfluss auf die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve, siehe Abbildung 4-17. Durch das Umformen entfestigt der Nietwerkstoff im geringen Maße, wohingegen es bei zyklischer Belastung im Gegensatz zur quasistatischen Belastung zu einer stärkeren Entfestigung kommt, vgl. die Erstbelastungskurve. Die Einzelversuchsergebnisse und zyklischen Kennwerte sind in Tabelle 11-15 und Tabelle 11-16 im Anhang zusammengefasst.

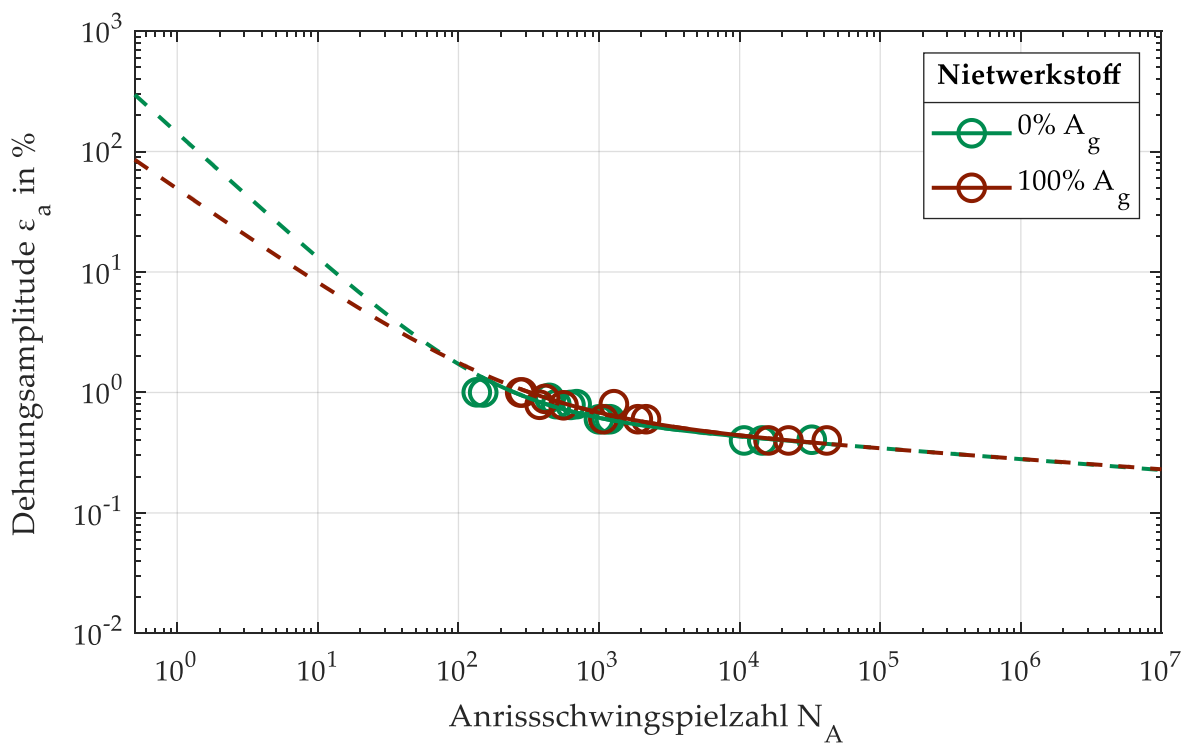


Abbildung 4-16: Dehnungswöhlerlinien von 38B2 im vergüteten Zustand bei unterschiedlicher Umformung

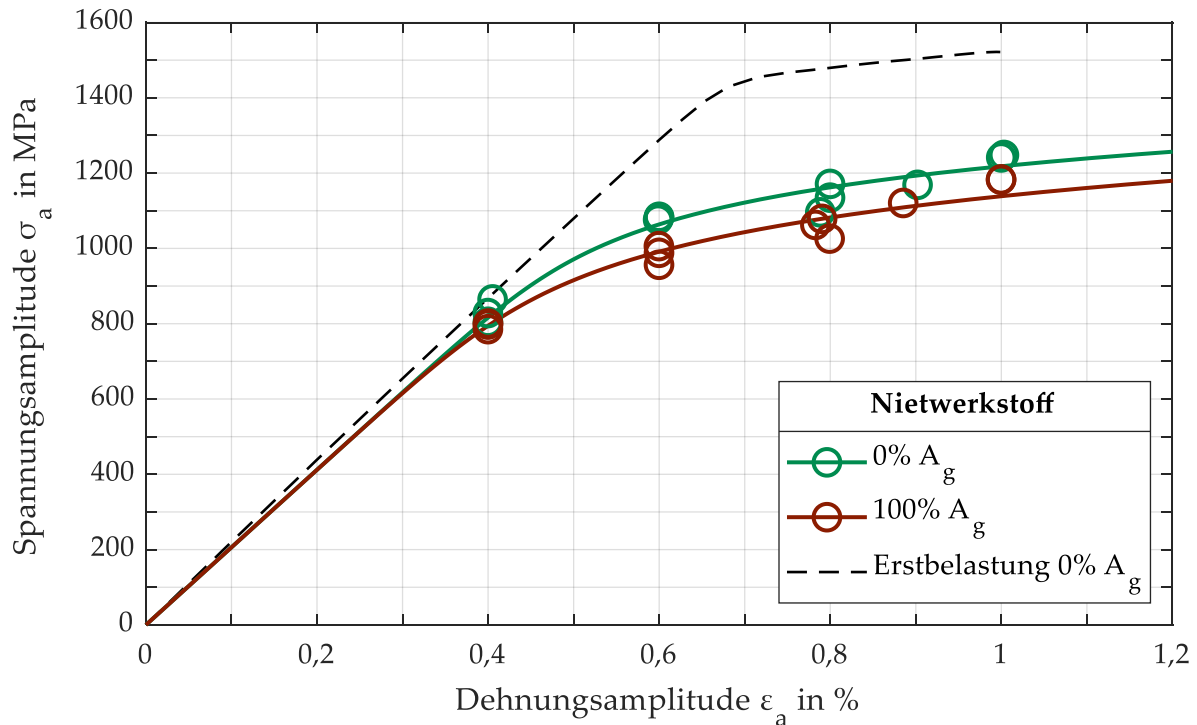


Abbildung 4-17: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven von 38B2 im vergüteten Zustand bei unterschiedlicher Umformung mit Kompatibilitätsbedingungen

## 4.2 Geometrie des Fügepunkts

Zur Abschätzung der Lebensdauer der stanzgenieteten Fügeverbindung sollen mit einer FE-Simulation die lokalen Beanspruchungen unter Berücksichtigung elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens ermittelt werden. Dafür ist insbesondere die Geometrie des Fügepunkts von großer Bedeutung. Simulativ kann diese mit hohem Aufwand in einer Fugesimulation bestimmt werden. Die Erstellung des Fügepunktmodells der hier verwendeten Aluminium-Aluminium-Fügeverbindung wird in [Mase 19] gezeigt. Folgende Ergebnisse können aus der Fugesimulation der Fügeverbindung entnommen werden:

- Geometrie des Fügepunkts
- Umformgrade der Werkstoffe
- Eigenspannungen nach dem Fügen

Wie im vorherigen Abschnitt 4.1.3 gezeigt, hat bei den drei hier verwendeten Werkstoffen die Umformung in einachsiger Richtung keinen oder nur einen geringen Einfluss auf das zyklische Werkstoffverhalten. Daher werden die Umformgrade der Werkstoffe bei der Berechnung der Lebensdauer nicht berücksichtigt.

Des Weiteren werden in der Fugesimulation die Eigenspannungen nach dem Fügen bestimmt. Die Auswertung und Größenordnung der Eigenspannungen und -dehnungen aus der Fugesimulation werden in [Döll 01, Mesc 16] gezeigt, es erfolgt hier allerdings keine Validierung der Simulation mit Eigenspannungsmessungen an realen Fügepunkten. Eine experimentelle Bestimmung der Eigenspannungen im Fügepunkt



führen lediglich Haque et al. [Haqu 12, Haqu 15, Haqu 19] mit Neutronendiffraktometrie durch, die aber wiederum die Ergebnisse nicht mit einer Fugesimulation abgleichen.

Bei Verwendung der Eigenspannungen aus der Fugesimulation bestehen offene Fragen, die bisher nicht beantwortet sind. In der Fugesimulation muss für die Werkstoffe das quasistatische Werkstoffverhalten hinterlegt werden, da es sich um eine erstmalige, nicht zyklische Belastung handelt. Dies wird in Bereiche hoher plastischer Verformungen, die über die Gleichmaßdehnung  $A_g$  hinausgehen, ausgehend von der Spannungs-Dehnungskurve aus dem Zugversuch extrapoliert, beispielsweise mit dem Ansatz nach Ludwik [Ludw 09] oder nach Hollomon [Holl 45]. Nur bei Verwendung des quasistatischen Werkstoffverhaltens ergeben sich plausible Fügepunktgeometrien, die mit den Geometrien aus Schlibbildern realer Fügepunkte übereinstimmen. Aus der Verwendung des quasistatischen Werkstoffverhaltens ergibt sich die erste, bisher nicht beantwortete Frage zur anwendernahen Übertragung der Eigenspannungen aus der Fugesimulation in die zyklische Beanspruchungssimulation. In dieser wird das zyklische Werkstoffverhalten verwendet, welches bei den verwendeten Werkstoffen durch ent- bzw. verfestigendes Werkstoffverhalten teilweise erheblich vom quasistatischen Werkstoffverhalten abweicht, vgl. dazu die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven mit den Erstbelastungskurven in den zyklischen Spannungs-Dehnungs-Diagrammen in Abschnitt 4.1.3. Somit ergeben sich in der Fugesimulation Kombinationen der örtlichen Spannungen und Dehnungen, die in der Beanspruchungssimulation mit Verwendung des zyklischen Werkstoffverhaltens nicht möglich sind.

Eine zweite offene Fragestellung ist die Übertragung der Eigenspannungen aus der Fugesimulation in die zyklische Beanspruchungssimulation. Letztere wird in dieser Arbeit mit Ansys Workbench durchgeführt. Dort ist der Import von Eigenspannungen bei Verwendung eines kinematischen Werkstoffverhaltens, das zur Anwendung des Örtlichen Konzepts Voraussetzung ist, nicht möglich. Dies liegt daran, dass der Backstress-Vektor, der die Belastungsvorgeschichte beschreibt, nicht importiert werden kann.

Aufgrund dieser beiden offenen Fragen, deren Beantwortung nicht Teil dieser Arbeit ist, werden die Eigenspannungen aus der Fugesimulation nicht weiter berücksichtigt. Stattdessen wird der Einfluss von Eigenspannungen durch Einfügen von Übermaßen in den Kontaktzonen der Füge Teile nachgebildet. Diese Vorgehensweise wird in Abschnitt 4.5 erläutert. Somit ist nur die Fügepunktgeometrie aus der Fugesimulation von Interesse. Diese kann alternativ mit geringerem Aufwand aus dem Schlibbild eines Fügepunkts erstellt werden, das zusammen mit dem Kraft-Weg-Verlauf aus dem Fügeprozess auch zur Validierung der Fugesimulation benötigt werden würde. Letzteres Vorgehen zur Erstellung der Fügepunktgeometrie wird in dieser Arbeit verwendet und im Folgendem näher beschrieben.

In Abbildung 4-18 ist die Erstellung der Fügepunktgeometrie der Aluminium-Aluminium-Verbindung mittels einer CAD-Software aus einem Schlibbild der Verbindung

gezeigt. Dafür wird ein repräsentatives Schlibfbild aus [Mesc 16] verwendet. Streuungen in der Geometrie, die von Fügepunkt zu Fügepunkt aufgrund des Fügeprozesses auftreten, werden nicht berücksichtigt. Diese unberücksichtigten leichten Abweichungen in der Fügepunktgeometrie haben laut Hahn et al. [Hahn 02] einen untergeordneten Einfluss auf die Festigkeit bei zyklischer Belastung. Bei der Erstellung der Fügepunktgeometrie wird eine Rotationssymmetrie unterstellt, wodurch es genügt, nur die Konturen der Fügeteile des halben Schlibfbilds zweidimensional in einer Ebene zu modellieren und anschließend einen dreidimensionalen Körper durch Rotation um die Mittelachse zu erhalten. Die Konturen der vier Körper werden mit Geraden und Splines (3. Grad) nachgebildet. An den Verbindungsstellen von Geradenabschnitten und Splines wird ein tangentialer Übergang erzwungen, um Unstetigkeiten in der Geometrie zu vermeiden. Bei sich berührenden Körpern wird im Kontaktbereich zum Modellieren der Körper dieselbe Kontur verwendet, wie z.B. bei dem Kontakt zwischen dem stempel- und matrizen seitigen Blech (rot-grüne Linie in Abbildung 4-18). Dadurch ergeben sich optimal zueinander passende Körper. Dies ist ein immenser Vorteil gegenüber Fügepunktgeometrien aus Fugesimulationen, bei denen sich zwischen den Körpern Spalte ergeben. In der folgenden Beanspruchungssimulation sind daher die Kontaktflächen kleiner, wodurch sich in den Kontaktbereichen stark erhöhte, nicht plausible Beanspruchungen ergeben. Eine Nachbearbeitung der Kontaktflächen mit Hilfe einer CAD-Software ist daher auch nach einer Fugesimulation nötig.

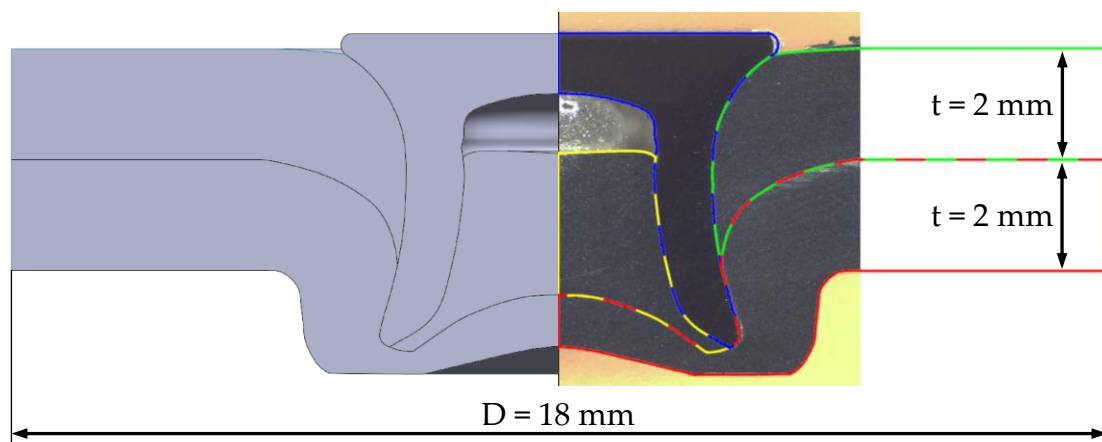


Abbildung 4-18: Erstellen des Fügepunkts der Aluminium-Aluminium-Verbindung mittels CAD-Software aus einem Schlibfbild aus [Mesc 16]

Der dreidimensionale Fügepunkt wird für die Beanspruchungssimulation in eine im Versuch untersuchte Probengeometrie eingesetzt. Damit dies ohne Unstetigkeit in der Geometrie gelingt, wird am Rand der Fügepunktgeometrie die Soll-Blechdicke erzwungen. Im Fall der Aluminium-Aluminium-Verbindung in Abbildung 4-18 wird die Blechdicke  $t = 2 \text{ mm}$  verwendet. Um den Fügepunkt universell austauschen zu können, wird die Kontur über das Schlibfbild hinaus soweit erweitert, dass sich ein Durchmesser der Fügepunktgeometrie von  $D = 18 \text{ mm}$  ergibt.

Alle in dieser Arbeit untersuchten Probengeometrien sind symmetrisch. Diese Begebenheit wird genutzt, um Berechnungszeiten zu reduzieren, indem alle Modelle als Halbmodelle erstellt werden. Die Rotation der Konturen des Fügepunkts um die Mittelachse erfolgt daher um  $180^\circ$ . Die restliche Probe wird ebenfalls mit einer CAD-Software mit den jeweiligen Blechdicken ohne die Einspannbereiche als Halbmodell modelliert, siehe Abbildung 4-19 für die KS2-Probe. Die Verbindung des Fügepunkts und der Probengeometrie erfolgt in der FE-Software mittels eines Verbundkontakts. Auf die Kontakte in der Modellerstellung wird in Abschnitt 4.5 näher eingegangen.

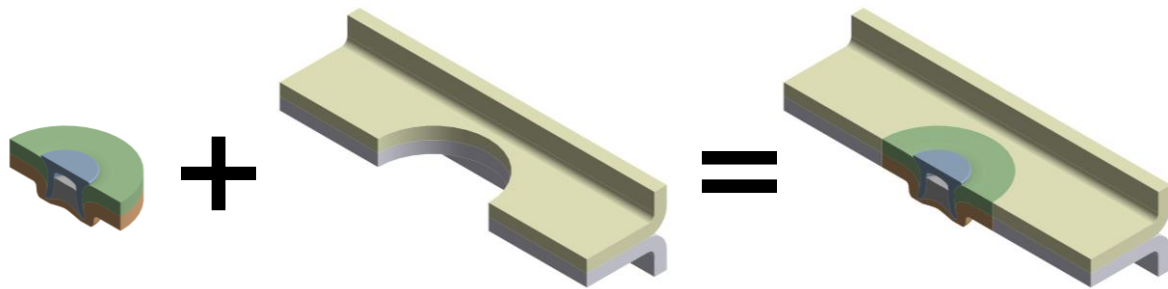


Abbildung 4-19: Zusammengesetztes Modell der KS2-Probe

### 4.3 Vernetzung

Voraussetzung für eine Finite-Element-Analyse ist das Vernetzen, also das Teilen der Bauteile in diskrete Abschnitte, die sogenannten Finiten Elemente. Mit feinerer Vernetzung konvergiert die berechnete Beanspruchung stärker zur tatsächlichen Beanspruchung. Im Gegenzug dazu steigt mit feinerer Vernetzung die Berechnungsdauer an. Als Kompromiss zwischen hoher Genauigkeit der Ergebnisse und kurzer Berechnungsdauer wird das Modell in Bereichen mit hoher Beanspruchung fein vernetzt, da diese für eine Abschätzung der Lebensdauer von besonderem Interesse sind. Bereiche, in denen niedrige Beanspruchungen vorliegen, werden zur Verringerung der Berechnungsdauer gröber vernetzt.

In Abbildung 4-20 ist die Vernetzung des Fügepunkts der Aluminium-Aluminium-Verbindung gezeigt. Um die Vernetzung besser steuern zu können, werden manche Körper in Unterkörper unterteilt. Der Kontaktbereich zwischen stempel- und matrizenseitigem Blech wird fein vernetzt, da in diesem Bereich in der Beanspruchungssimulation und im Versuch unter anderem das Versagen des Fügepunkts detektiert wird. Beispielsweise wird für die Vernetzung des stempelseitigen Blechs zuerst die linke Stirnfläche vernetzt. Im interessanten Teil des Kontaktbereichs zum matrizenseitigen Blech wird eine Elementkantenlänge von ca. 0,05 mm vorgegeben. Im restlichen dunkelgrünen Bereich des stempelseitigen Blechs wird eine Vernetzung mit einer Kantenlänge von 0,15 mm zugelassen. Außerhalb, im ockerfarbenen Bereich, sind keine hohen Beanspruchungen zu erwarten, wodurch Elementkantenlängen von 0,4 mm ausreichen. Nachdem die Stirnfläche vernetzt ist, wird mit der Sweep-Methode

[Ansy 1] dieses Netz in 60 Einteilungen um die Mittelachse rotiert, sodass der Volumenkörper komplett mit Hexaeder-Elementen vernetzt ist. Die Vernetzung der anderen Komponenten des Fügepunkts erfolgt analog. Die Probengeometrie außerhalb des Fügepunkts wird sehr grob mit Elementkantenlängen von 1 mm vernetzt und ist in Abbildung 4-20 nicht gezeigt.

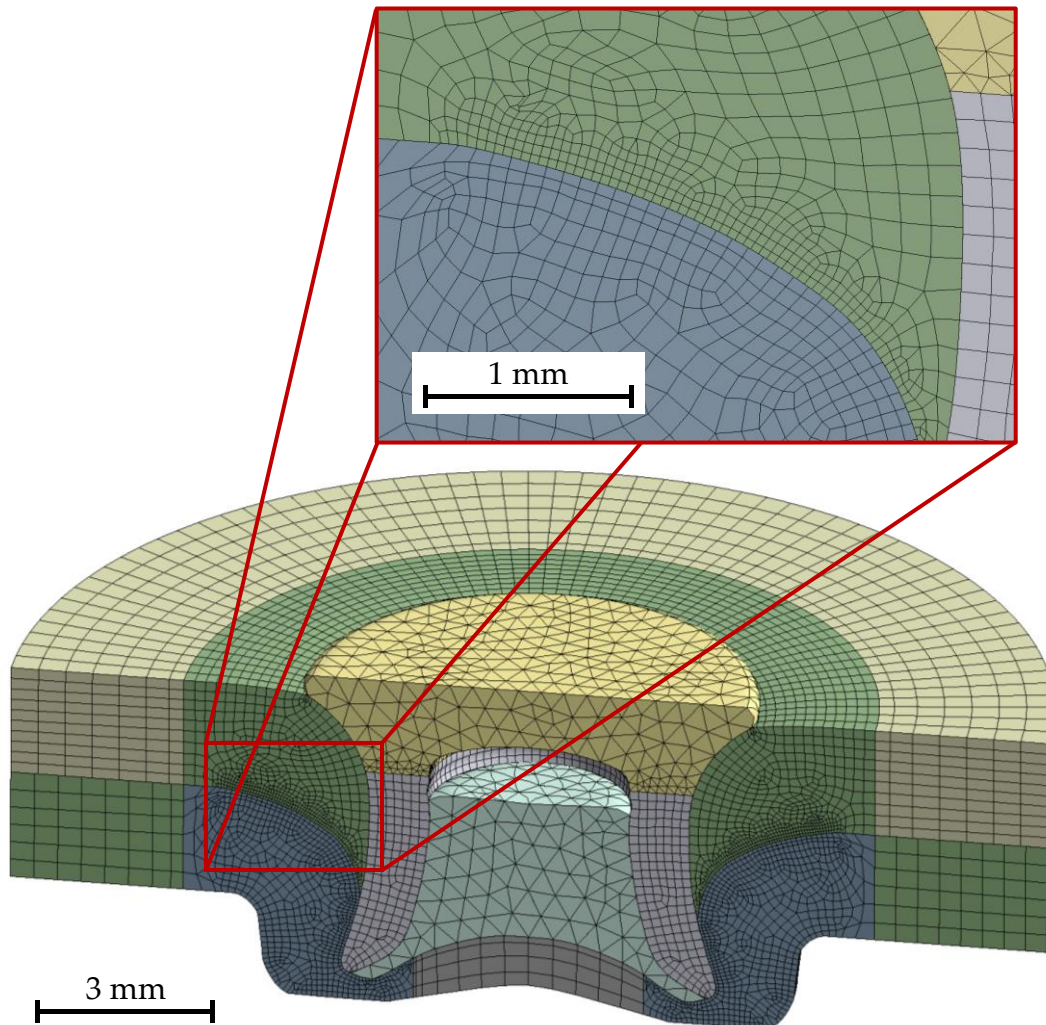


Abbildung 4-20: Vernetzung des Fügepunkts der Aluminium-Aluminium-Verbindung

#### 4.4 Zuordnung des Werkstoffverhaltens

Den einzelnen Komponenten in der Finite-Element-Simulation wird jeweils ein Werkstoffverhalten zugeordnet. Im Bereich des Fügepunkts wird ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten nach dem Ansatz von Ramberg und Osgood, Gleichung 3-6, verwendet, in der restlichen Probe ein rein-elastisches. Wie in Abschnitt 4.1.3 gezeigt, hat die Umformung der Werkstoffproben nur einen geringen Einfluss auf das zyklische Werkstoffverhalten und wird daher in der Beanspruchungssimulation nicht berücksichtigt. Aus den Versuchsergebnissen mit unterschiedlichem Umformgrad wird für

jeden Werkstoff eine mittlere zyklische Spannung-Dehnungs-Kurve berechnet. Die Berechnung erfolgt ohne die Berücksichtigung der Kompatibilitätsbedingungen, siehe Kapitel 3.2, zwischen der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und der Dehnungswöhlerlinie. Dies ist zulässig, da die Dehnungswöhlerlinie nach dem Ansatz von Manson [Mans 65] und Coffin [Coff 54] nicht in den Algorithmus zur Lebensdauerabschätzung, siehe Kapitel 5, eingeht. In Abbildung 4-21 bis Abbildung 4-23 sind die neu ausgewerteten Einzelversuchsreihen je Umformgrad und die gemeinsame Auswertung aller Versuchsreihen gezeigt. Die Kennwerte  $K'$  und  $n'$  sowie der Elastizitätsmodul  $E$  sind in Tabelle 4-8 zusammengefasst. Das zyklische Werkstoffverhalten wird als multilineare kinematische Verfestigungskurve mit 100 Stützpunkten, die für eine gute Genauigkeit ausreichend sind [Mase 21a, Mase 22], in der FE-Simulation hinterlegt.

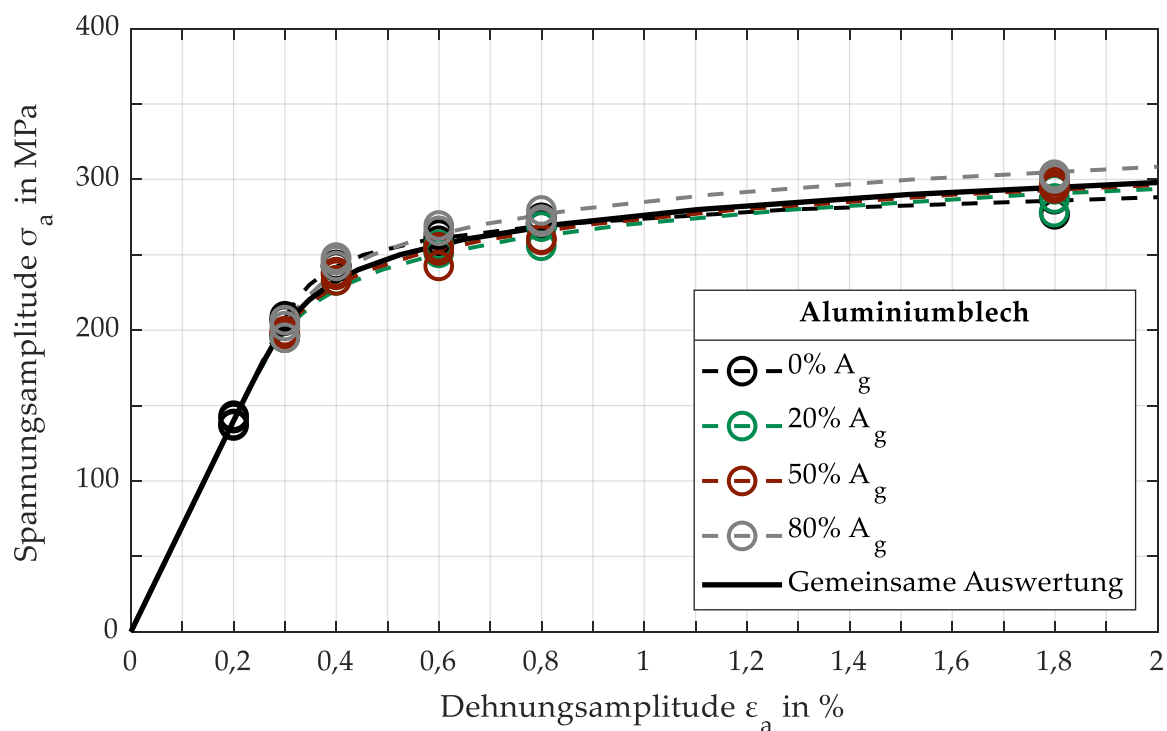


Abbildung 4-21: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des Aluminiumblechs ohne Kompatibilitätsbedingungen, Daten aus [Mesc 16]

Tabelle 4-8: Verwendete zyklische Werkstoffkennwerte

Kennwert	Aluminiumblech	Stahlblech	Nietwerkstoff
Elastizitätsmodul $E$	70 GPa	206 GPa	206 GPa
Zyklischer Verfestigungskoeffizient $K'$	413 MPa	755 MPa	2129 MPa
Zyklischer Verfestigungsexponent $n'$	0,079	0,136	0,108

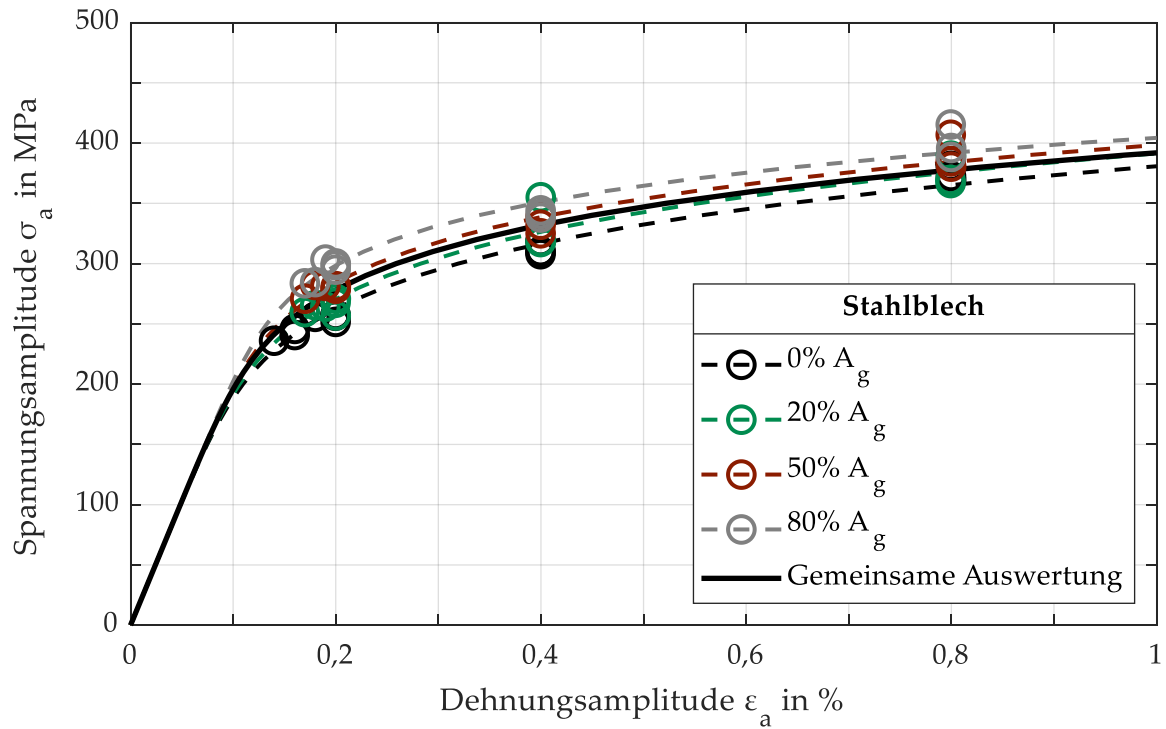


Abbildung 4-22: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des Stahlblechs ohne Kompatibilitätsbedingungen, Daten aus [Mesc 16]

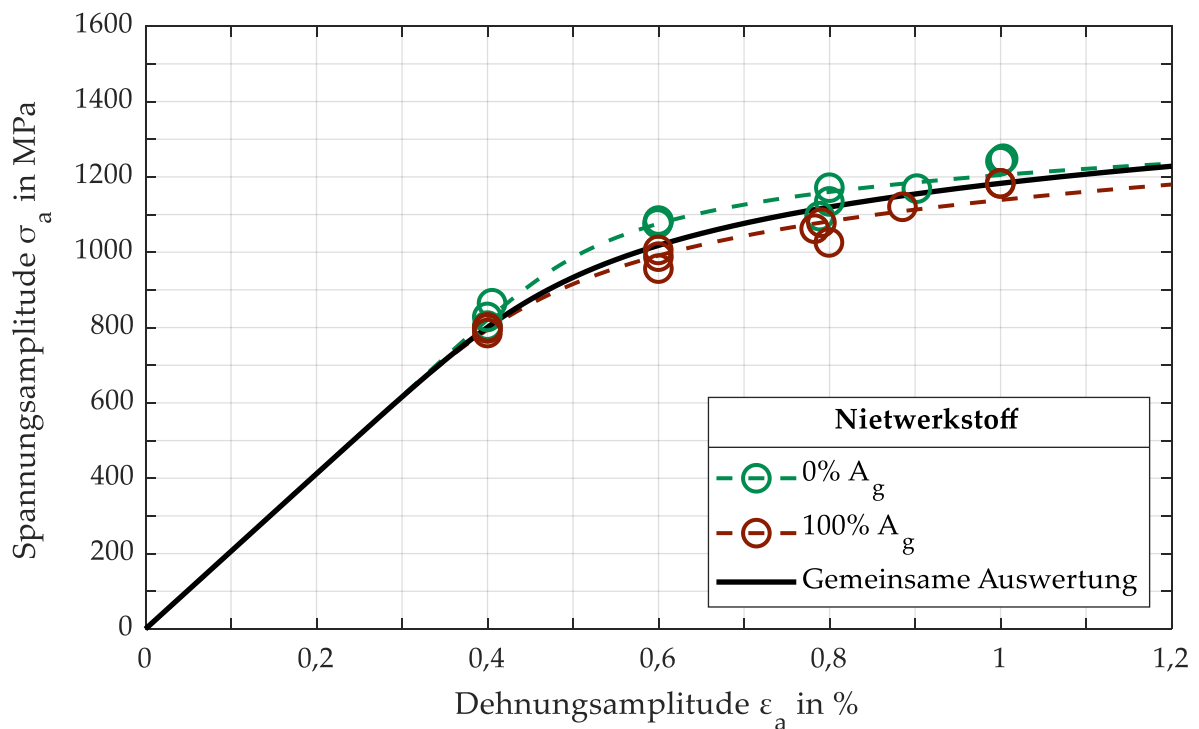


Abbildung 4-23: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des Nietwerkstoffs ohne Kompatibilitätsbedingungen



#### 4.5 Randbedingungen und Kontakte in der FE-Simulation

Zwischen den einzelnen Körpern müssen für die Beanspruchungssimulation Kontakte definiert werden sowie Randbedingungen für das Modell festgelegt werden, die die Situation im Versuch beschreiben. Wie in Abbildung 4-19 gezeigt, wird der Fügepunkt in die Probengeometrie eingesetzt. Dabei wird jeweils das stempel- und matrizeisenartige Blech mit einer Kontaktbedingung verbunden, sodass im Kontakt alle Verschiebungen zwischen der Probengeometrie und dem Fügepunkt übertragen werden und keine Unstetigkeit entsteht [Ansy 2]. Zwischen den übrigen Komponenten werden reibungsbehaftete Kontakte definiert. Tritt im Kontaktbereich zwischen zwei Körpern eine tangentiale Kraftkomponente  $F$  auf, die zu einer Relativbewegung führen würde, wird eine entgegengesetzte Reibkraft  $F_R$  erzeugt, die die Relativbewegung unterbindet. Diese Reibkraft kann maximal das Produkt aus der Normalkraft im Kontakt  $F_N$  und dem Reibkoeffizienten  $\mu$  annehmen, siehe Gleichung 4-2. Übersteigt die Kraft  $F$  die Kraft  $F_R$  kommt es zu einer Relativverschiebung zwischen beiden Körpern [Ansy 2].

$$F_R \leq \mu \cdot F_N \quad 4-2$$

Der Reibkoeffizient ist abhängig von der Werkstoffkombination und wird in Abschnitt 6.2 empirisch anhand der Versuchsergebnisse an den KS2-Proben aus dem Projekt Stanznieten I [Mesc 16] ermittelt. Dabei müssen Reibparameter für vier Kontaktpartner bestimmt werden:

- Aluminiumblech – Aluminiumblech
- Aluminiumblech – Stahlblech
- Aluminiumblech – Nietwerkstoff
- Stahlblech – Nietwerkstoff

Die auftretende Normalkraft  $F_N$  ist einerseits von der auf die Probe aufgebrachte Last als auch von den fügebedingten Eigenspannungen im Fügepunkt abhängig. Die Normalspannungen durch die Eigenspannungen beeinflussen das Kontaktverhalten und somit auch die Beanspruchungen, die simuliert werden. Da die Höhe der Eigenspannungen im Fügepunkt unbekannt ist, vgl. Abschnitt 4.2, können diese nicht in das Modell eingebracht werden. Stattdessen werden Normalkräfte über einen aufgebrachten Versatz eingebracht, der die Kontaktflächen aufeinander zu bewegt, siehe Abbildung 4-24 [Ansy 2]. Die Ermittlung der Höhe des Versatzes für die unterschiedlichen Kontaktpaare wird in Abschnitt 6.1 beschrieben.

Um die Berechnungszeiten zu reduzieren, wird die Symmetrie der KS2-Probe ausgenutzt, wodurch die Modellgröße verringert wird. In der Symmetrieebene des Halbmodells wird eine reibungsfreie Lagerung aufgebracht. Dadurch wird verhindert, dass sich die Oberfläche normal zur Symmetrieebene bewegen, drehen oder verformen kann, [Ansy 2].

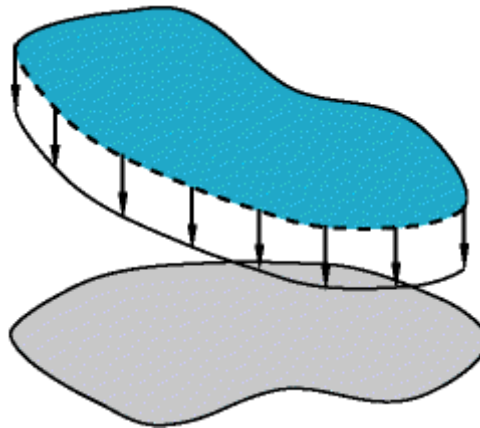


Abbildung 4-24: Aufbringen eines Versatzes zwischen zwei Kontaktflächen, [Ansy 2]

Die Belastung wird über externe Punkte mit denselben Randbedingungen wie im Versuch in die Probe eingeleitet. Die Kraft wird in vier Lastschritten aufgebracht. Für die beiden in [Mesc 16] verwendeten Spannungsverhältnisse  $R = -1$  und  $R = 0$  sind die Lastverläufe in Abbildung 4-25 für das Halbmodell gezeigt.  $L_a$  beschreibt dabei die Lastamplitude für das Vollmodell. Die Höhe der Lasthorizonte wird so gewählt, dass sich Lebensdauern im Zeitfestigkeitsbereich ergeben (ca.  $10^4 - 10^6$ ). Je Lasthorizont werden die Beanspruchungen der letzten beiden Umkehrpunkte (Lastschritt 3 und 4) ausgewertet und mit dem Vorgehen nach Kapitel 5 die Lebensdauer bestimmt. Mit den Lasthöhen und Lebensdauern wird im Wöhlerdiagramm mit einer linearen Regression in Anlehnung an die Auswertung des Perlenschnurverfahrens [DIN 50100] die rechnerische Zeitfestigkeitsgerade bestimmt. Prinzipiell genügt es dazu zwei Lasthorizonte in der Beanspruchungssimulation aufzubringen. In der Regel werden in dieser Arbeit allerdings drei unterschiedliche Lasthorizonte simuliert, um den linearen Zusammenhang zwischen Lastamplitude und Lebensdauer bei doppeltlogarithmischer Auftragung zu überprüfen und so ggf. Unplausibilitäten in der Simulation erkennen zu können.

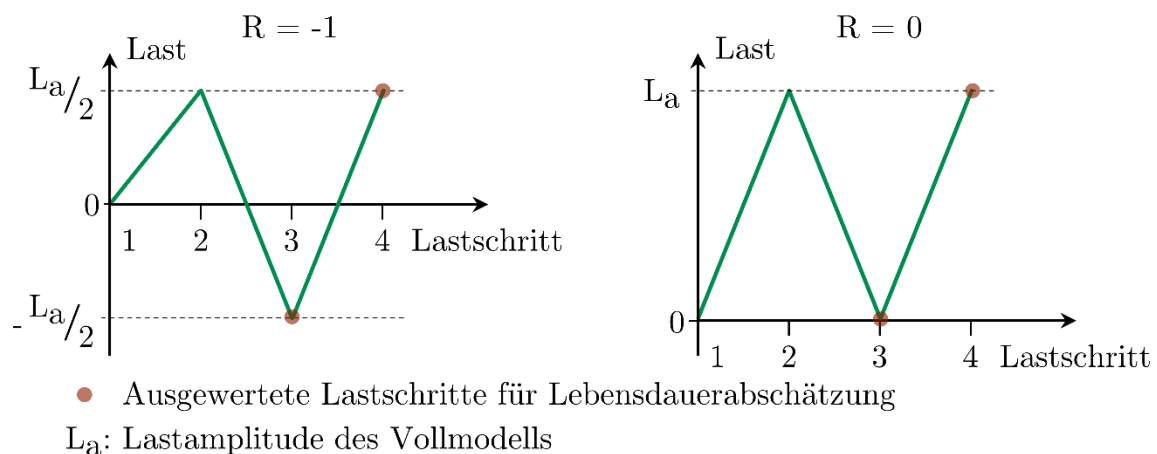


Abbildung 4-25: Belastung des Halbmodells bei  $R = -1$  und  $R = 0$



## 5 Lebensdauerberechnung

Die Berechnung der Lebensdauer erfolgt in Anlehnung an die FKM-Richtlinie Nichtlinear [Fied 19], siehe Abschnitt 3.3. Diese benötigt als Eingangsgröße die Fließkurve, die den Zusammenhang zwischen äußerer Belastung und der örtlichen elastisch-plastischen Dehnung beschreibt. Für gewöhnliche Bauteile unter proportionaler Last gilt diese Fließkurve auch bei Lastumkehr. Für eine Bauteilgruppe, wie die SPR-Verbindung, können bei Lastumkehr andere Bereiche zum Tragen kommen, sodass sich für Zug- und Druckbelastung andere Fließkurven ergeben. Dies führt zu der bisher ungelösten Problemstellung, wie aus diesen unterschiedlichen Fließkurven, der örtliche Spannungs-Dehnungs-Pfad zu bilden ist. Daher wird dieser, wie in Kapitel 4 beschrieben, in einer FE-Simulation mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten ermittelt. Daraus resultieren notwendige Änderungen bei der Anwendung der FKM-Richtlinie Nichtlinear. Diese sind im folgenden Kapitel beschrieben. Die rechnerische Lebensdauerabschätzung wird auch für den Stanzniet durchgeführt, obwohl der Werkstoff mit einer Zugfestigkeit von 1637 MPa außerhalb des Anwendungsbereichs von maximal 1200 MPa der FKM-Richtlinie Nichtlinear für Stahlwerkstoffe liegt.

### 5.1 Beschreibung der Beanspruchung

Zur Beschreibung der Beanspruchung dient der Schädigungsparameter  $P_{RAM}$ , siehe Gleichung 3-17. Die Eingangsgrößen Spannungsamplitude  $\sigma_a$  und Mittelspannung  $\sigma_m$  werden aus den mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten berechneten Vergleichsspannungen  $\sigma_V$  an den Umkehrpunkten der Belastung bestimmt. Die Dehnungsamplitude  $\varepsilon_a$  wird wie in [Fied 19] als fiktive Größe mit Hilfe der Spannungsamplitude aus dem Werkstoffgesetz nach Ramberg und Osgood [Ramb 43] bestimmt, siehe Gleichung 3-6. Der Einfluss der Höhe der Mittelspannung  $\sigma_m$  auf die Lebensdauer wird im Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  über den Faktor  $k_M$  berücksichtigt. In diesen geht die Mittelspannungsempfindlichkeit  $M$  ein, die für alle verwendeten Werkstoffe experimentell in spannungsgeregelten Versuchen bestimmt wurde. Da alle Versuchsergebnisse an stanzgenieteten Proben im Zeitfestigkeitsbereich vorliegen, wird für die Mittelspannungsempfindlichkeit  $M$  die des Zeitfestigkeitsbereichs  $M_{ZF}$  des jeweiligen Werkstoffs verwendet, siehe Tabelle 4-7.

Für jeden Knotenpunkt an den Bauteiloberflächen des Fügepunkts liegen zwei Spannungssensoren an den Umkehrpunkten der Belastung, siehe Abbildung 4-25, vor. Für die Berechnung des Schädigungsparameters  $P_{RAM}$ , siehe Gleichung 3-17, muss aus dem Spannungstensor  $\mathbf{T}$ , siehe Gleichung 5-1, eine Vergleichsspannung  $\sigma_V$  berechnet werden. Aus den Vergleichsspannungen an beiden Umkehrpunkten werden die Spannungsamplitude  $\sigma_a$  und die Mittelspannung  $\sigma_m$  berechnet.

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad 5-1$$

$$\sigma_a = \left| \frac{\sigma_{V,1} - \sigma_{V,2}}{2} \right| \quad 5-2$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{V,1} + \sigma_{V,2}}{2} \quad 5-3$$

In dieser Arbeit werden vier Methoden zur Berechnung der Vergleichsspannung näher betrachtet:

1. Von-Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$  mit dem Vorzeichen des hydrostatischen Spannungsanteils
2. Radialspannungskomponente  $\sigma_{V,R}$ , die in der Oberfläche liegt und zur Symmetrieachse des Fügepunkts zeigt
3. Von-Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  mit dem Vorzeichen der Radialspannungskomponente
4. Skalierte Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$

Die erste Methode ist das Standardvorgehen in der FKM-Richtlinie Nichtlinear und wurde bereits in Abschnitt 3.3.1 näher erläutert. Auf die anderen Methoden wird im Folgenden eingegangen.

#### *Radialspannungskomponente*

Die Radialspannungskomponente  $\sigma_{V,R}$  liegt in der Oberfläche des Bauteils und zeigt zur Symmetrieachse des Fügepunkts. Damit wirkt diese senkrecht zu häufig auftretenden Rissausbreitungsrichtungen bei zyklischer Belastung [Iyer 02, Chen 03, Iyer 05, Töll 10, Li 13, Otro 20] und wird daher durch die rissöffnende Wirkung als besonders schädigend angesehen. Für die Berechnung der Radialspannungskomponente muss demzufolge für jeden Elementknoten ein Einheitsvektor  $h$  berechnet werden, der in der Oberfläche des Bauteils liegt und zur Symmetrieachse des Fügepunkts zeigt. Die Normalspannungskomponente in Richtung des Vektors  $h$  entspricht der Radialspannung.

Das Vorgehen wird im Folgenden für einen Knotenpunkt  $Kn_1$  beschrieben. Das globale Koordinatensystem ist dabei so definiert, dass die  $y$ -Achse in der Symmetrieachse des Fügepunkts liegt.

1. Um die Richtung des Vektors  $h$  in der Bauteiloberfläche zu definieren, wird durch eine lineare Regression eine Ebene berechnet, die im Bereich des Knotens  $Kn_1$  die Oberfläche beschreibt. In die Regression gehen die Koordinaten der um  $Kn_1$  liegenden Elementeckknoten  $Kn_2$  bis  $Kn_j$  ein. Die umliegenden Eckknoten werden bestimmt, indem alle Elemente, die den Knoten  $Kn_1$  enthalten, ermittelt

und anschließend alle Eckknoten an der Bauteiloberfläche aus diesen Elementen extrahiert werden. Bei einer Vernetzung mit Hexaeder-Elementen beträgt die Anzahl berücksichtigter Knoten  $j$  zwischen 4 und 9, abhängig von der Lage (Ecke, Kante, Mitte) des Knotens  $Kn_i$  in der Oberfläche.

- Die Koordinaten der Knoten  $Kn_i$  im globalen Koordinatensystem  $x_i$ ,  $y_i$  und  $z_i$  werden in der Matrix  $\mathbf{Pk}$  zusammengefasst. Durch eine lineare Regression mit der Methode der kleinsten Quadrate [Zeid 13] durch die Knotenpunkte ergeben sich die Parameter  $a$ ,  $b$  und  $c$  zur Beschreibung der Ebene  $Eb$  durch die Elementeckknoten, siehe Gleichung 5-5.

$$\mathbf{Pk} = \begin{bmatrix} x_1 & y_1 & z_1 \\ x_2 & y_2 & z_2 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ x_j & y_j & z_j \end{bmatrix} \quad 5-4$$

$$Eb(x,y) = a \cdot x + b \cdot y + c \quad 5-5$$

- Der Vektor  $h$  ist ein Einheitsvektor, der von dem betrachteten Knoten zur Symmetrieachse des Fügepunkts zeigt und in der Ebene  $E$  liegt.

$$\bar{h} = \begin{bmatrix} -x_1 \\ -y_1 - \frac{c}{b} \\ -z_1 \end{bmatrix}^T \quad 5-6$$

$$h = \frac{\bar{h}}{\|\bar{h}\|} \quad 5-7$$

- Die Vergleichsspannung  $\sigma_{V,R}$  ist die Normalspannung der Ebene, die durch den Normalenvektor  $h$  beschrieben wird. Sie liegt dementsprechend in der Oberfläche des Bauteils in Richtung der Symmetrieachse des Fügepunkts und ist wie folgt zu berechnen.

$$\sigma_{V,R} = h \cdot T \cdot h^T \quad 5-8$$

#### *Von-Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der Radialspannungskomponente*

Die Von-Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  mit dem Vorzeichen der Radialspannungskomponente berechnet sich analog zur Vergleichsspannung der FKM-Richtlinie Nichtlinear, siehe Gleichung 3-15. Anstatt dem Vorzeichen des hydrostatischen Spannungsanteils  $\sigma_H$  wird das Vorzeichen der Radialspannungskomponente  $\sigma_{V,R}$  verwendet.

$$\sigma_{V,MR} = \frac{\text{sign}(\sigma_{V,R})}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{yy})^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \quad 5-9$$

### Skalierte Normalspannung

Bei auftretender nichtproportionaler Beanspruchung, d.h. wenn sich das Hauptachsensystem während der Belastung dreht, werden zur Bestimmung einer Vergleichsspannung häufig Verfahren der kritischen Schnittebene verwendet. Bei diesen Ansätzen werden die Spannungen in unterschiedliche Schnittebenen projiziert und so die Beanspruchung in unterschiedlichen Ebenen ausgewertet. Die Ebene, in der die größte Beanspruchung auftritt, wird als kritische Schnittebene bezeichnet. Neben der Lebensdauer kann so auch die Orientierung der Rissausbreitung bestimmt werden. [Soci 00, Step 01]

Ein Verfahren der kritischen Schnittebene ist die skalierte Normalspannung nach Gaier und Dannbauer [Gaie 08]. In jeder Ebene wird zu jedem Zeitschritt die auftretende Normalspannung  $\sigma_N$  senkrecht zur Ebene mit dem Faktor  $f$  skaliert, der abhängig vom Spannungszustand und der Duktilität des Werkstoffs ist. Wächter et. al [Wäch 22] fassen den Rechenalgorithmus wie folgt zusammen, der hier für zwei Lastschritte statt für längere Zeitreihen beschrieben wird. Für jeden auszuwertenden Knoten des FE-Modells wird die folgende Prozedur durchlaufen:

1. Berechnen der Hauptspannungen  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$  aus dem Spannungstensor  $\mathbf{T}$ , wobei gilt  $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ .
2. Beschreibung des Spannungszustands als Verhältnis  $V$  der Hauptspannungen:

$$V = \begin{cases} \frac{\sigma_3}{\sigma_1} & \text{für } |\sigma_1| \geq |\sigma_3| \\ \frac{\sigma_1}{\sigma_3} & \text{für } |\sigma_3| \geq |\sigma_1| \end{cases} \quad 5-10$$

Für  $V$  ergeben sich Werte zwischen -1 und +1. Ganzzahlige Werte ergeben sich für die folgenden Spannungszustände:

- Reiner Schub:  $V = -1$
  - Reiner Zug/Druck:  $V = 0$
  - Hydrostatischer Zustand:  $V = 1$
3. Berechnung des Skalierungsfaktors  $f$ :

$$f = 1 + \left(1 - \frac{1}{f_{W,\tau}}\right) \cdot V \quad 5-11$$

Der Schubwechselfestigkeitsfaktor  $f_{W,\tau}$  dient dabei der Beschreibung der Duktilität des Werkstoffs und wird für die in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe mit  $1/\sqrt{3}$  nach [Renn 20] angenommen.

4. Der Spannungstensor  $\mathbf{T}$  wird durch Koordinatentransformation in unterschiedliche Schnittebenen transformiert und in jeder Schnittebene die Normalspannung  $\sigma_N$  ausgewertet. Diese wird mit dem Faktor  $f$  zur skalierten Normalspannung:

$$\sigma_{V,SN} = \sigma_N \cdot f \quad 5-12$$

5. Die Schritte 1 bis 4 werden für die beiden Zeitschritte 3 und 4 der Last-Zeit-Funktion in Abbildung 4-25 durchgeführt, sodass für jede Schnittebene zwei

Spannungswerte  $\sigma_{V,SN,1}$  und  $\sigma_{V,SN,2}$  vorliegen. Mit Gleichung 5-2 und 5-3 werden anschließend die Spannungsamplitude  $\sigma_a$  und die Mittelspannung  $\sigma_m$  bestimmt.

6. Für jede Schnittebene wird der Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  berechnet. Die Schnittebene, in der der größte Wert für den Schädigungsparameter auftritt, ist die kritische Schnittebene. Dieser Wert wird für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer dieses Knotens verwendet.

## 5.2 Beschreibung der Beanspruchbarkeit

Zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit wird die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie mit dem in [Wäch 16, Fied 19] beschriebenen bilinearen Ansatz (keine Berücksichtigung der Langzeitfestigkeit) verwendet, siehe Abschnitt 3.3.2. Die Parameter  $P_{RAM,Z}$ ,  $d_1$  und  $d_2$  werden mit der Maximum-Likelihood-Methode aus den dehnungsgeregelten Versuchsergebnissen für eine Ausfallwahrscheinlichkeit  $P_A = 50\%$  ( $f_{2,5\%} = 1$ ), siehe Abschnitt 4.1.3, ermittelt. Für das Stahlblech liegen für den Bereich  $N_A < 1000$  Schwingspiele nur Versuchsergebnisse nahe der Stützstelle bei  $N = 1000$  Schwingspiele vor. Die Bestimmung der Neigung  $d_1$  ist daher aus den Versuchsergebnissen nicht sinnvoll und es wird die Neigung  $d_1 = -0,302$  aus der Abschätzmethode verwendet, siehe Tabelle 3-5 nach [Wäch 16]. Die sich ergebenden P-Wöhlerlinien für den Werkstoff sind in Abbildung 5-1 zusammen mit den experimentellen Ergebnissen dargestellt. Für eine spätere Diskussion sind auch die nach [Wäch 16] abgeschätzten Wöhlerlinien eingezeichnet. Für das Stahl- und Aluminiumblech erfolgt eine gute Abschätzung. Für den Nietwerkstoff, der aufgrund seiner hohen Zugfestigkeit außerhalb des Anwendungsbereichs der Abschätzmethode liegt, ergeben sich große Abweichungen. In Tabelle 5-1 sind die ermittelten Kennwerte zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Experimentelle Kennwerte zur Beschreibung der  $P_{RAM}$ -Wöhlerlinie

Werkstoff	Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$	Neigung $d_1$	Neigung $d_2$
Aluminiumblech	324 MPa	-0,223	-0,165
Stahlblech	780 MPa	-0,302	-0,206
Nietwerkstoff	1190 MPa	-0,192	-0,124

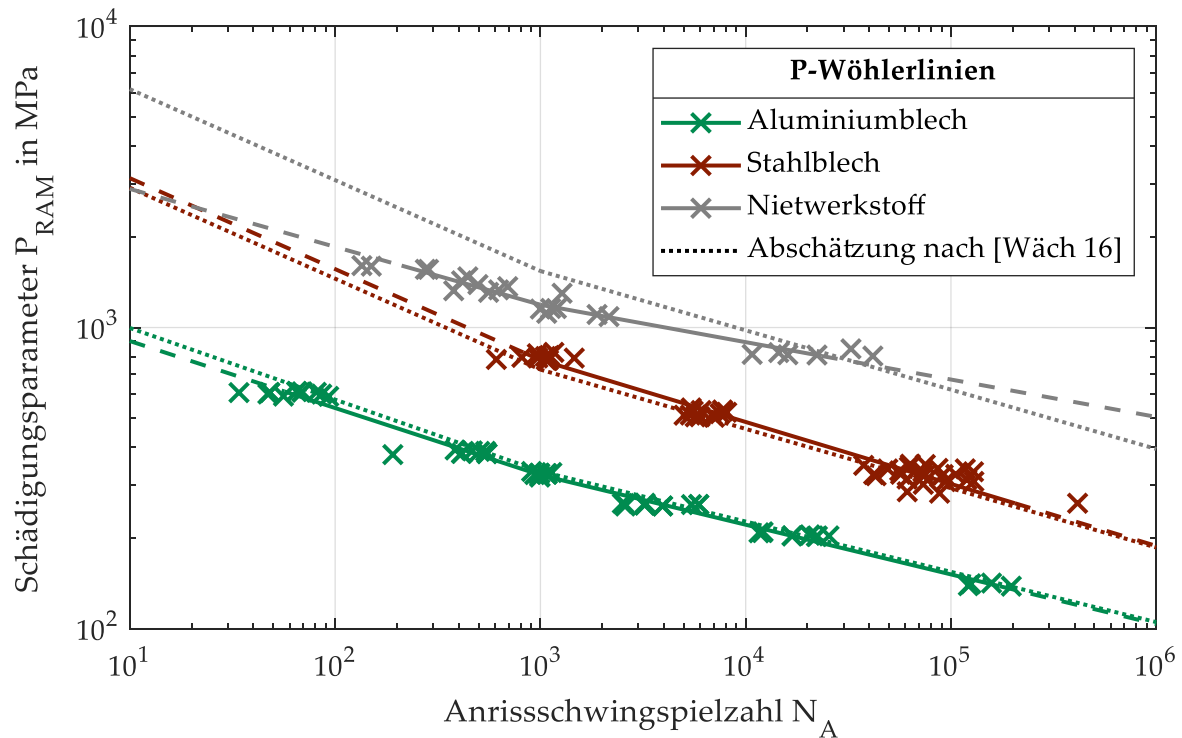


Abbildung 5-1: Experimentell ermittelte und abgeschätzte P-Wöhlerlinien ohne Berücksichtigung der Langzeitfestigkeit

#### Statistischer Größeneinfluss

Der statistische Größeneinfluss wird mit der statistischen Stützzahl  $n_{st}$  beschrieben, siehe Abschnitt 3.3.2. Die Berechnung der hochbeanspruchten Oberfläche  $A_\sigma$  erfolgt standardmäßig mit einer FE-Simulation mit elastizitätstheoretischem Werkstoffverhalten. Im Gegensatz dazu werden in dieser Arbeit die Simulationen an SPR-Verbindungen mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten durchgeführt, um den örtlichen elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungs-Pfad zu ermitteln. Es bietet sich daher an, aus diesen Simulationsergebnissen die statistische Stützzahl abzuleiten. Im Folgenden soll das Verhalten der hochbeanspruchten Oberfläche unter Berücksichtigung von elastisch-plastischem Werkstoffverhalten untersucht werden.

Zur Beschreibung der Beanspruchung wird der Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  verwendet. Unter Annahme eines nichtlinearen Werkstoffverhaltens ist die hochbeanspruchte Oberfläche  $A_\sigma$  nach dem 90 %-Ansatz, siehe Abschnitt 3.3.2, abhängig von der Lasthöhe. In Abbildung 5-2 ist die Größe der Fläche  $A_\sigma$  der Werkstoffproben zur Bestimmung der zyklischen Werkstoffkennwerte, siehe Abschnitt 4.1.3, abhängig von der Belastungshöhe gezeigt. Um alle drei Werkstoffe in einem Diagramm darstellen zu können, wird die Beanspruchung  $P_{RAM}$  auf die Stützstelle  $P_{RAM,Z,WS}$  bezogen. Das Verhältnis  $P_{RAM}/P_{RAM,Z,WS} = 1$  entspricht demnach einer rechnerischen Lebensdauer der Werkstoffprobe von 1000 Schwingspielen. Bei einem Faktor von zwei beträgt die rechnerische Lebensdauer ca. 100 Schwingspiele.

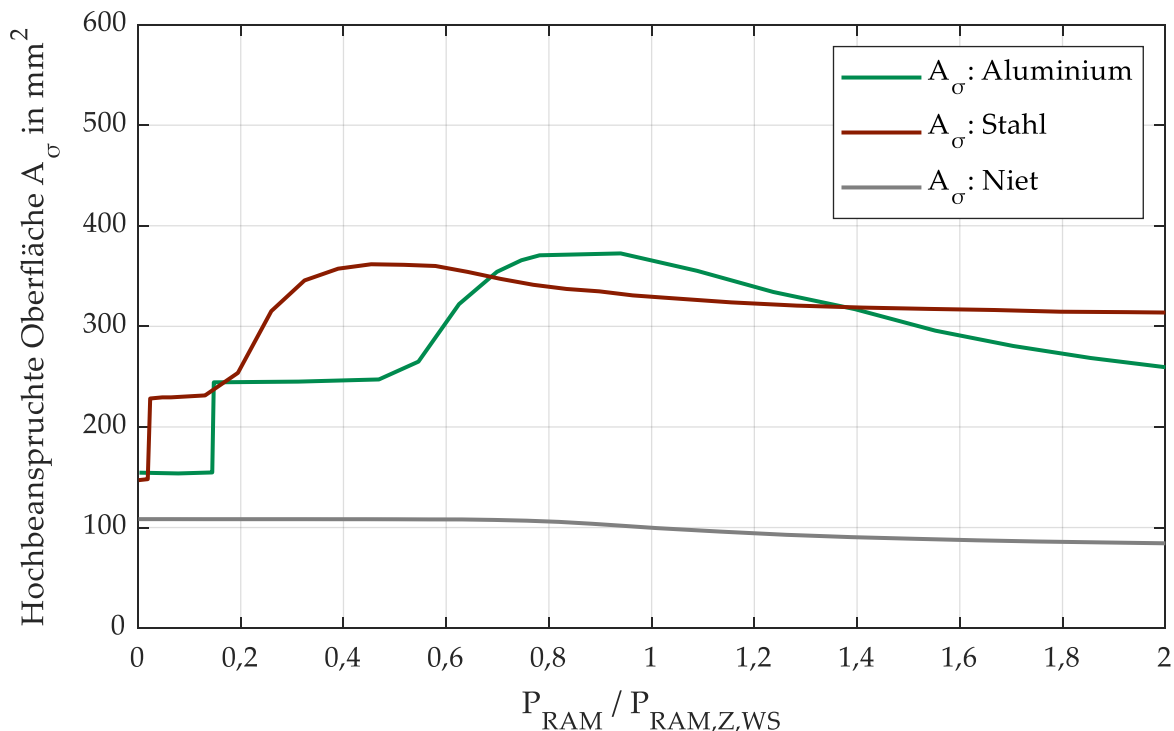


Abbildung 5-2: Hochbeanspruchte Oberfläche der Werkstoffproben abhängig von der Beanspruchungshöhe

Beispielhaft wird im Folgenden der Verlauf von  $A_\sigma$  des Aluminiumblechs (grüne durchgezogene Linie) näher diskutiert.  $A_\sigma$  bei  $P_{RAM}/P_{RAM,Z,WS} \approx 0$  entspricht der Lösung mit elastizitätstheoretischem Werkstoffverhalten.

In Abbildung 5-3 ist die Verteilung der Beanspruchung  $P_{RAM}$  in der Werkstoffprobe dargestellt. Der rot dargestellte Bereich entspricht der Fläche  $A_\sigma$ . Bei einer Belastung, die zu einer Beanspruchung von  $P_{RAM} = 1$  MPa führt, gehen in die hochbeanspruchte Oberfläche vor allem die Bereiche um die Radienübergänge und die Mitte der Probe ein. In diesem Zustand gilt für eine relativ große Anzahl an Elementknoten  $89,9\% < P_{RAM,i}/P_{RAM,max} < 90\%$ , d.h. sie werden nicht in  $A_\sigma$  berücksichtigt. Bei Überschreiten eines Grenzwerts von ca. 50 MPa steigt  $A_\sigma$  sprunghaft um 58 % an. Durch das nichtlineare Werkstoffverhalten bewirkt eine Zunahme des plastischen Dehnungsanteils von nur  $10^{-13}$  am Grenzwert, dass das Beanspruchungsverhältnis für die oben beschriebene relativ große Anzahl an Elementknoten gleichzeitig soweit erhöht wird, dass alle die 90 %-Grenze überschreiten, vgl. größeren roten Bereich in Abbildung 5-3 bei  $P_{RAM} = 50$  MPa. Durch weitere Steigerung der Last verändert sich die Größe von  $A_\sigma$  solange nicht, bis der plastische Dehnungsanteil eine relevante Größenordnung annimmt. Von da an steigt  $A_\sigma$  bis zu einem Maximum bei ca. 300 MPa an, bis  $P_{RAM}$  im mittleren Bereich der Probe schneller als in den Randbereichen der roten Fläche ansteigt und die Größe von  $A_\sigma$  wieder abnimmt.

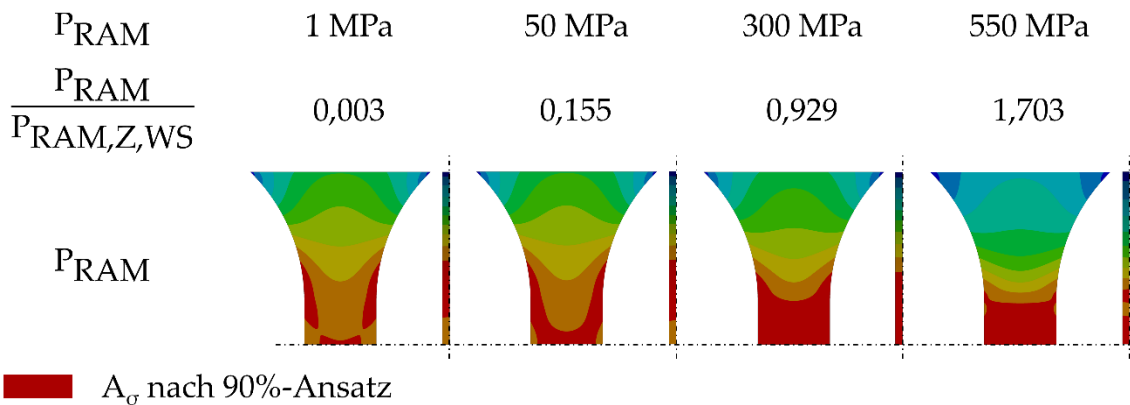


Abbildung 5-3: Hochbeanspruchte Oberfläche der LCF-Probe aus Aluminiumblech

Das Stahlblech verhält sich analog zum Aluminiumblech. Aufgrund der geringeren Blechdicke von 1,5 mm statt 2 mm ist  $A_\sigma$  bei  $P_{RAM} \approx 0$  MPa etwas kleiner als beim Aluminiumblech. Das Maximum im Verlauf von  $A_\sigma$  tritt früher auf und der anschließende Abfall ist geringer aufgrund des größeren Verfestigungsexponenten  $n'$  von 0,136 im Gegensatz zu  $n' = 0,079$  beim Aluminiumblech.

Aufgrund der Rundprobe mit einer Taillierung aus ineinander übergehenden Radien, siehe Abbildung 11-2B im Anhang, die zur Ermittlung der zyklischen Werkstoffkennwerte des Nietwerkstoffs verwendet wurde, tritt weder ein Sprung noch ein Maximum im Verlauf von  $A_\sigma$  auf. Stattdessen kommt es ab einer bestimmten Belastungshöhe zu einem Abfall aus denselben Gründen wie beim Stahl und Aluminium.

Für die statistische Stützzahl  $n_{st}$  muss sich bei der Berechnung der Werkstoffproben ein  $n_{st} = 1$  ergeben. Um dies zu erreichen, muss für die Referenzfläche  $A_{ref}$  kein konstanter Wert wie in [Fied 19] mit  $A_{ref} = 500 \text{ mm}^2$  verwendet werden, sondern der jeweilige Verlauf in Abbildung 5-2. Da der Umgang mit einer lastabhängigen Referenzfläche umständlich ist und der Einfluss der Größe der Referenzfläche auf  $n_{st}$  gering ist, wird ein konstanter Wert für  $A_{ref}$  verwendet. Für das Aluminium- und Stahlblech wird der Wert nach dem Sprung in Abbildung 5-2 verwendet. Kleinere Lasten führen im Zeitfestigkeitsbereich nicht zum Versagen und bei größeren Lasten ergibt sich durch das kleiner verwendete  $A_{ref}$  eine konservative Lebensdauerabschätzung. Das im Folgenden verwendete  $A_{ref}$  ist in Tabelle 4-8 zusammengefasst. Zusätzlich ist der Wert  $A_{maxAbw}$  mit der maximalen Abweichung zu  $A_{ref}$  angegeben, der beim Aluminium- und Stahlblech dem Maximum des Verlaufs in Abbildung 5-2 entspricht. Mit dieser Fläche als  $A_{ref}$  würden sich 14 % bzw. 8 % längere Lebensdauern ergeben. Dieses Potential wird durch ein konstantes  $A_{ref}$  nicht genutzt. Für den Nietwerkstoff wird das elastizitätstheoretische  $A_{ref}$  ( $P_{RAM}/P_{RAM,Z,WS} \approx 0$ ) verwendet, da  $A_\sigma$  bis  $P_{RAM,Z,WS}$  nahezu konstant ist und ein Abfall erst bei sehr hohen Lasten auftritt. Sehr hohe Lasten, die in den folgenden Untersuchungen nicht am Niet auftreten, würden zu einer unsicheren Lebensdauerabschätzung führen.



Tabelle 5-2: Referenzfläche  $A_{ref}$ 

Werkstoff	$A_{ref}$	$A_{maxAbw}$	$N_{maxAbw}/N_{ref}$
Aluminiumblech	244 mm <sup>2</sup>	373 mm <sup>2</sup>	1,14
Stahlblech	228 mm <sup>2</sup>	362 mm <sup>2</sup>	1,08
Nietwerkstoff	108 mm <sup>2</sup>	84 mm <sup>2</sup>	0,93

### Bruchmechanischer Größeneinfluss

Der bruchmechanische Größeneinfluss wird über die bruchmechanische Stützzahl  $n_{bm}$  quantifiziert, siehe Abschnitt 3.3.2. Diese ist abhängig von der statistischen Stützzahl  $n_{st}$ , der Zugfestigkeit  $R_m$  und dem Spannungsgradienten  $G$ . Durch die Bedingung in Gleichung 3-31 kann sich nur  $n_{bm} \geq 1$  ergeben. Damit  $n_{bm}$  einen Einfluss auf die Lebensdauer hat, muss der Spannungsgradient  $G$  einen Grenzwert  $G_{Grenz}$  überschreiten, der abhängig von der Höhe der statistischen Stützzahl  $n_{st}$  und damit von der hochbeanspruchten Oberfläche  $A_\sigma$  ist. Treten im Bauteil nur Spannungsgradienten unterhalb des Grenzwerts  $G_{Grenz}$  auf, ergibt sich  $n_{bm} = 1$  und es ist nicht notwendig, die bruchmechanische Stützzahl zu bestimmen. In Abbildung 4-18 ist der Grenzwert  $G_{Grenz}$  für die drei verwendeten Werkstoffe in Abhängigkeit der hochbeanspruchten Oberfläche dargestellt. Der kleinste Grenzwert tritt für das Stahlblech auf. Aufgrund der geringen Größe eines SPR-Fügestpunkts ergeben sich sehr kleine hochbeanspruchte Oberflächen, wodurch für das Stahlblech Spannungsgradienten von  $G > 10 \text{ mm}^{-1}$  nötig sind, um einen Einfluss des bruchmechanischen Größeneinflusses zu berechnen. Derart große Spannungsgradienten treten in keinem der Simulationsmodelle in den folgenden Kapiteln auf, wodurch immer  $n_{bm} = 1$  gewählt wird. Im ungünstigen Fall eines berechneten  $n_{bm} > 1$  würde die Wahl von  $n_{bm} = 1$  zu einer konservativen Lebensdauerabschätzung führen. Dadurch entfällt die Bestimmung des Spannungsgradienten bei FE-Analysen mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten, bei denen sich im Vergleich zu FE-Analysen mit elastischem Werkstoffverhalten tendenziell kleinere Spannungsgradienten ergeben. Da die Gleichung zur Bestimmung der bruchmechanischen Stützzahl auf elastizitätstheoretischen Spannungsgradienten beruht, müssten zusätzlich Beanspruchungssimulationen mit elastischem Werkstoffverhalten an den Fügestpunkten durchgeführt werden, bei denen sich aufgrund der nichtlinearen Kontakte abweichende Beanspruchungsverteilungen und Orte der Beanspruchungsmaxima ergeben können.

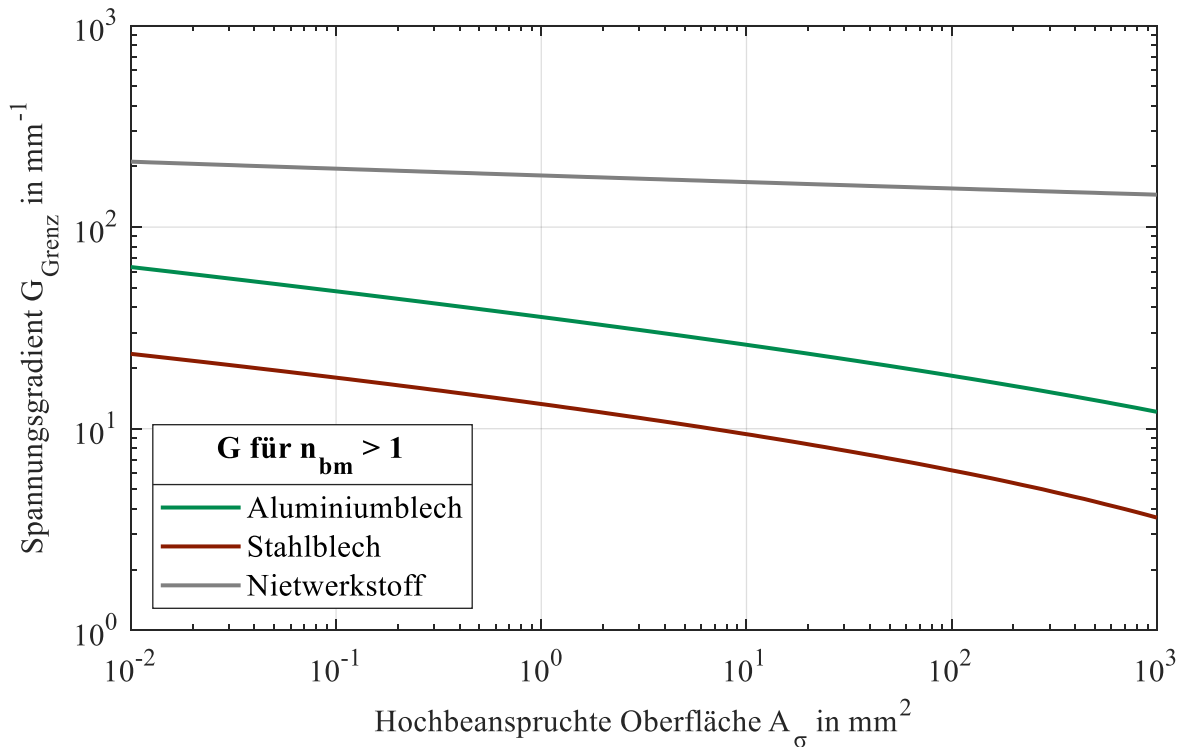


Abbildung 5-4: Spannungsgradient  $G_{\text{Grenz}}$  für  $n_{\text{bm}} > 1$  in Abhängigkeit der hochbeanspruchten Oberfläche

### Oberflächenrauheit

Bei den verwendeten Blechwerkstoffen handelt es sich um Feinbleche mit glatter Oberflächenstruktur, für die im Ausgangszustand kein Einfluss der Oberflächenrauheit zu berücksichtigen ist, da auch die Werkstoffkennwerte an diesen Feinblechen mit un bearbeiteter Oberfläche ermittelt wurden. Unter Beanspruchung bilden sich an den Flächen mit erhöhter Reibung Bereiche aus, in denen durch Abrieb die Oberflächenrauheit ansteigt, [Chen 03, Han 06, Li 14, Zhan 19, Woo 22]. Werte für die Höhe der Rauheit  $R_z$  innerhalb der Fügeverbindung werden in der Literatur nicht angegeben. Aufgrund der fehlenden Datenlage wird im Folgenden der Rauheitsfaktor  $K_{R,P} = 1$  verwendet.

### 5.3 Berechnung der Fügepunktlevensdauer

Für die Oberfläche eines jeden Bauteils des Fügepunkts wird einzeln eine Lebensdauerberechnung durchgeführt. So ergeben sich zu jeder aufgetragenen Belastungsamplitude je eine Lebensdauer für den Niet, den Butzen sowie das stempelseitige und das matrizen seitige Blech. Aus den drei (oder mehr) rechnerischen Lebensdauern bei unterschiedlichen Belastungsamplituden werden mit einer linearen Regression, [DIN 50100], Zeitfestigkeitsgeraden erstellt, siehe Abbildung 5-5. Die Lebensdauer der gesamten SPR-Verbindung entspricht der kürzesten Lebensdauer der einzelnen Komponenten. Bei sich schneidenden Wöhlerlinien der Einzelkomponenten kann sich so

eine Gesamt-Zeitfestigkeitsgerade mit Knick ergeben, siehe Abbildung 5-5. Die rechnerischen Lebensdauern  $N_{\text{rech}}$  werden zu den experimentellen Lebensdauern  $N_{\text{exp}}$  bei gleicher Lastamplitude  $F_a$  aus der rechnerischen Wöhlerlinie ermittelt.

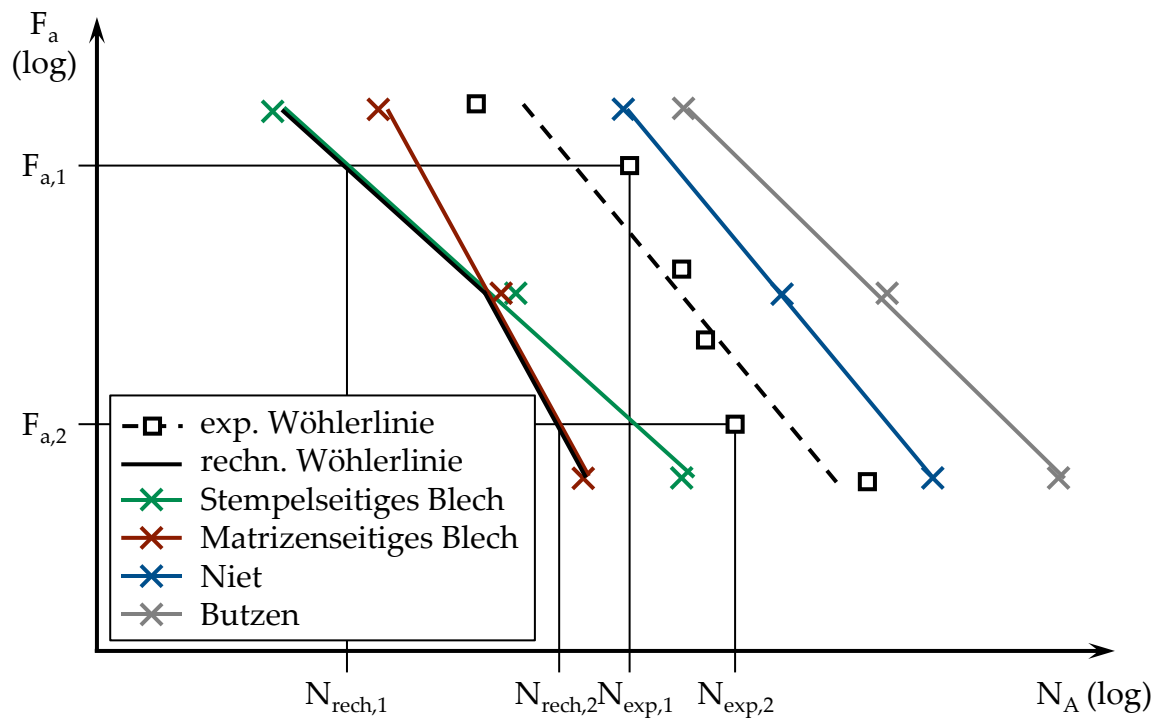


Abbildung 5-5: Schematische Darstellung der experimentellen und rechnerischen Zeitfestigkeitsgeraden



## 6 Randbedingung für die Anwendung des Konzepts

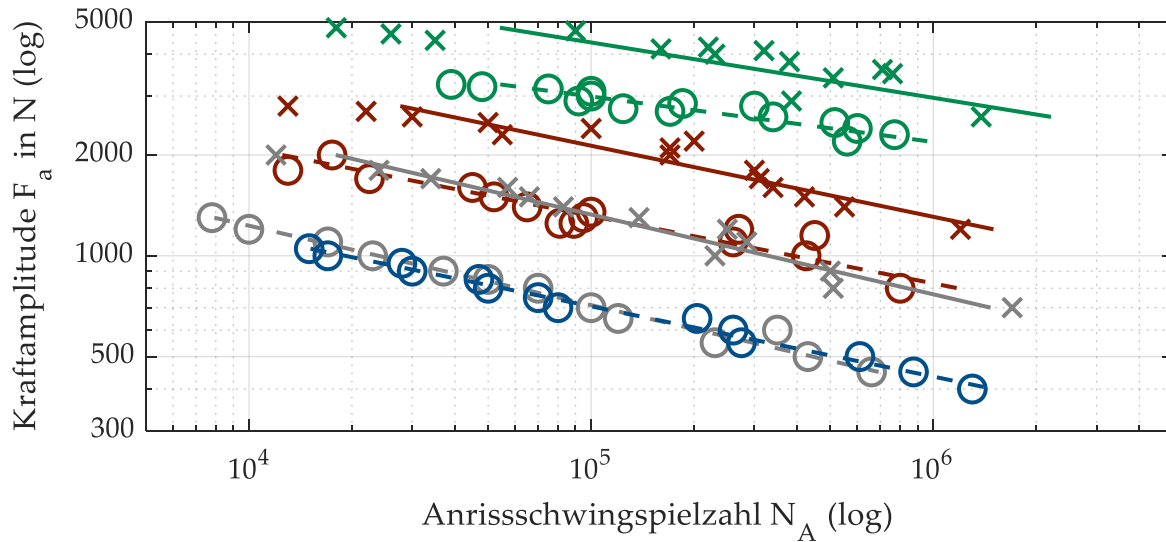
Zur Anwendung des zuvor beschriebenen Vorgehens müssen vorab folgende Fragen geklärt werden:

1. Zwischen welchen Kontaktflächen in der SPR-Verbindung wird ein Übermaß zur Erzeugung einer Vorspannung aufgebracht, um die Wirkung von Eigenspannungen zu berücksichtigen?
2. Wie groß ist das Übermaß zu wählen?
3. Wie groß sind die Reibparameter zwischen den unterschiedlichen Werkstoffen zu wählen?

Zur Beantwortung dieser Fragen werden rechnerisch Lebensdauern ermittelt, wobei die gesuchten Parameter variiert werden, um diese anschließend mit experimentellen Lebensdauern zu vergleichen. Zur Bewertung werden die statistischen Größen Median  $m$  und Streuspanne  $T$  herangezogen, wobei  $m = 1$  und  $T = 1$  einer exakten Lebensdauerabschätzung entsprechen. Da ein von Eins abweichender Median vergleichsweise einfach durch eine Korrektur der Lebensdauer um einen konstanten Faktor angepasst werden kann, ist es das Ziel, die Kombination der gesuchten Parameter zu ermitteln, für die sich die kleinste Streuspanne  $T$  ergibt.

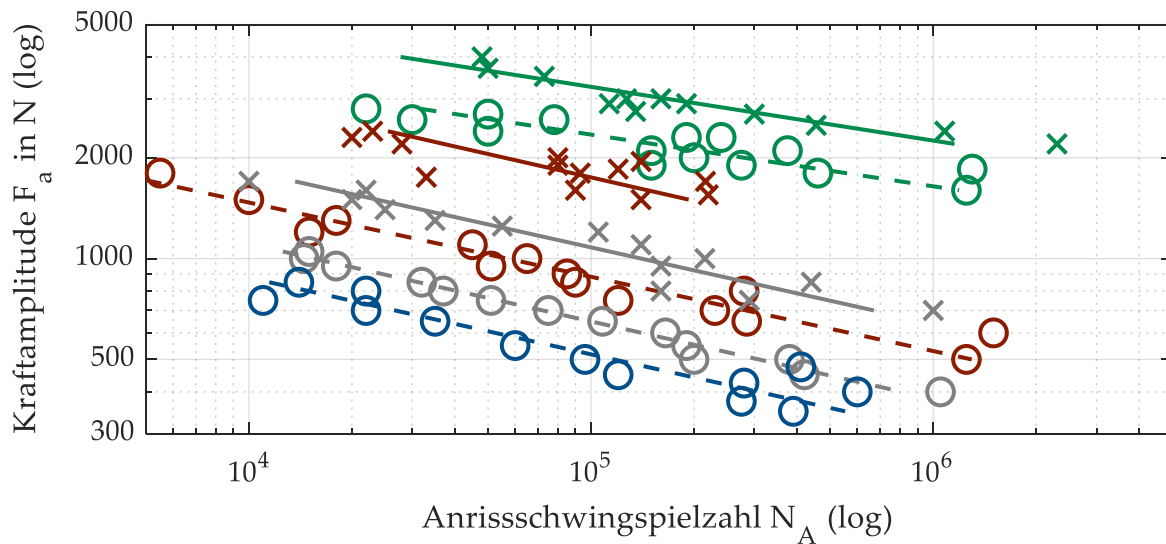
Die experimentellen Lebensdauern stammen aus dem Projekt Stanznieten I [Mesc 16]. Die drei untersuchten Fügepunkte, siehe Tabelle 4-1, werden zyklisch in Form von KS2-Proben bis zum Anriss geprüft. Dieser wird bei Prüfung auf einem Resonanzprüfstand bei einem Frequenzabfall von 0,1 Hz definiert. Dies entspricht nach [Töll 10] einer Anrisslänge zwischen 0,2 mm und 0,9 mm. Aus dem umfangreichen Versuchsprogramm liegen 21 Zeitfestigkeitsgeraden mit je ca. 15 Proben vor, bei denen der Lasteinleitungswinkel  $\vartheta$  zwischen  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  und das Spannungsverhältnis  $R$  zwischen -1 und 0 variiert wird. Im Fall von  $\vartheta = 90^\circ$  findet ausschließlich eine Prüfung bei  $R = 0$  statt.

In Abbildung 6-1 bis Abbildung 6-3 sind die sich ergebenden Zeitfestigkeitsgeraden dargestellt. Im Anhang sind in Tabelle 11-1 bis Tabelle 11-6 die Einzelversuchsergebnisse und Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden zusammengefasst. Für alle drei Werkstoffkombinationen ergibt sich eine geringere Festigkeit bei steigendem Lasteinleitungswinkel  $\vartheta$  und bei überlagerter Mittellast.



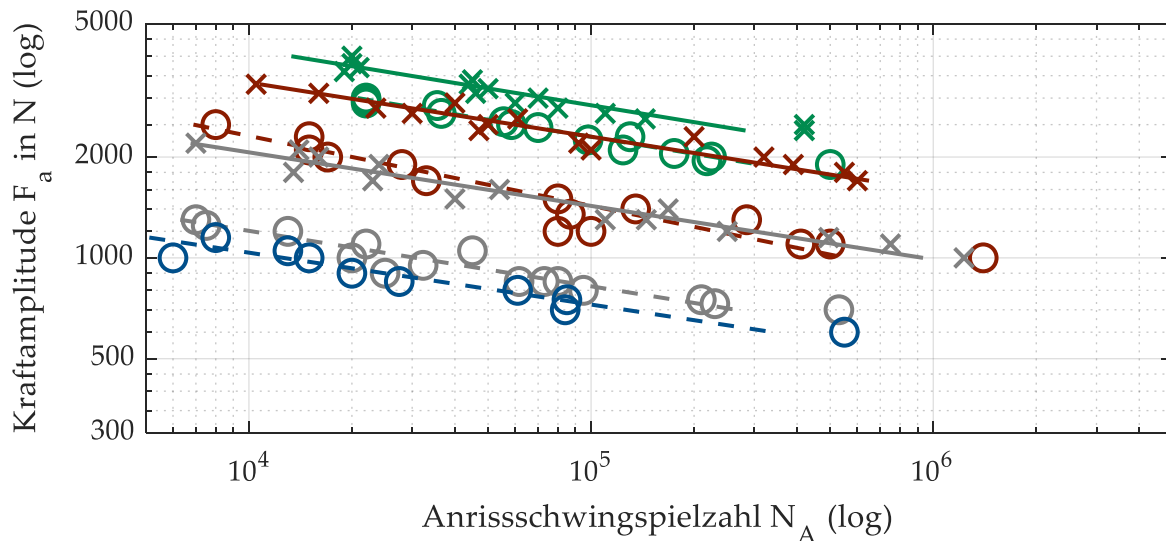
Aluminium - Aluminium			
—x—	KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = -1; k = 6,0	—x—	KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = -1; k = 4,2
—○—	KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = 0; k = 7,4	—○—	KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = 0; k = 4,2
—x—	KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = -1; k = 4,7	—○—	KS2: $\vartheta = 90^\circ$ ; R = 0; k = 4,8
—○—	KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = 0; k = 5,0		

Abbildung 6-1: Zeitfestigkeitsgeraden der Fügeverbindung Aluminium-Aluminium, nach [Mesc 16]



Aluminium - Stahl			
—x—	KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = -1; k = 6,2	—x—	KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = -1; k = 4,4
—○—	KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = 0; k = 6,5	—○—	KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = 0; k = 4,3
—x—	KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = -1; k = 4,3	—○—	KS2: $\vartheta = 90^\circ$ ; R = 0; k = 4,4
—○—	KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = 0; k = 4,5		

Abbildung 6-2: Zeitfestigkeitsgeraden der Fügeverbindung Aluminium-Stahl, nach [Mesc 16]



Stahl - Aluminium			
— × —	KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; $R = -1$ ; $k = 6,0$	— × —	KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; $R = -1$ ; $k = 6,3$
— ⊖ —	KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; $R = 0$ ; $k = 5,9$	— ⊖ —	KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; $R = 0$ ; $k = 6,0$
— × —	KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; $R = -1$ ; $k = 6,2$	— ⊖ —	KS2: $\vartheta = 90^\circ$ ; $R = 0$ ; $k = 6,5$
— ⊖ —	KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; $R = 0$ ; $k = 4,8$		

Abbildung 6-3: Zeitfestigkeitsgeraden der Fügeverbindung Stahl-Aluminium, nach [Mesc 16]

Zur Beantwortung der drei Fragen nach den Kontaktpartnern mit Übermaß, Höhe der Übermaße und den Reibwerten spannt sich ein großer Parameterraum für die rechnerische Lebensdauerabschätzung auf, der die folgenden Bereiche abdeckt:

- Übermaße zwischen den Kontaktflächen:
  - Stempelseitiges Blech (SB) - Matrizenseitiges Blech (MB)
  - Stempelseitiges Blech - Niet
  - Matrizenseitiges Blech - Niet
  - Niet - Butzen
  - Matrizenseitiges Blech - Butzen
- Höhe der Übermaße
- Reibwerte zwischen den Werkstoffen:
  - Aluminium - Aluminium
  - Aluminium - Stahl
  - Aluminium - Niet
  - Stahl - Niet

Für jede Parameterkombination müssen nun alle 21 Zeitfestigkeitsgeraden rechnerisch abgeschätzt werden. Die Abschätzung beinhaltet dabei für jede Zeitfestigkeitsgerade die Durchführung von mindesten drei FE-Simulationen bei unterschiedlicher Lasthöhe, womit sich ein Umfang von 63 FE-Simulationen ergibt. Liegen die berechneten Lebensdauern nicht im Zeitfestigkeitsbereich, müssen ggf. weitere Simulationen bei

anderen Lasthöhen durchgeführt werden. Durch die Verwendung von reibungsbehafteten Kontakten, nichtlinearem Werkstoffverhalten und einer feinen Vernetzung, ergeben sich mit dem zur Verfügung stehenden System Berechnungsdauern von ca. einer Woche für alle 21 Zeitfestigkeitsgeraden einer Parameterkombination. Die Verwendung des großen Parameterraums, in dem sich mehrere tausend Parameterkombinationen ergeben würden, ist daher aus zeitlichen Gründen nicht möglich.

Um den Berechnungsumfang auf einen händelbaren Umfang zu reduzieren, werden die drei Fragen getrennt voneinander betrachtet. Für die Untersuchung des Einflusses des Übermaßes wird nur die Aluminium-Aluminium-Verbindung berücksichtigt, wodurch sich die Anzahl der zu berechnenden Zeitfestigkeitsgeraden je Parameterkombination von 21 auf 7 reduziert. Die gewonnenen Erkenntnisse werden anschließend auf die übrigen Verbindungen übertragen. Die Ermittlung der Reibwerte erfolgt zunächst ebenfalls an der Aluminium-Aluminium-Verbindung, da diese nur die Werkstoffpaarungen Aluminium-Aluminium und Aluminium-Niet enthält. Anschließend werden alle drei Verbindungen berücksichtigt. Das genaue Vorgehen ist in den folgenden Abschnitten näher beschrieben.

## 6.1 Einfluss des Übermaßes

Das Einbringen von Übermaßen in der Verbindung durch einen Versatz der Kontaktflächen soll die fūgetechnischen Vorspannungen in der Verbindung darstellen. Diese kann an den fünf Kontaktpaarungen aufgebracht werden:

- Stempelseitiges Blech (SB) - Matrizenseitiges Blech (MB)
- Stempelseitiges Blech - Niet
- Matrizenseitiges Blech - Niet
- Niet - Butzen
- Matrizenseitiges Blech - Butzen

Zusätzlich kann die Höhe des Übermaßes variiert werden, wodurch sich eine unendliche Anzahl von Kombinationsmöglichkeiten ergibt. In einem ersten Schritt soll daher geklärt werden, zwischen welchen Kontaktflächen am sinnvollsten ein Übermaß aufgebracht werden kann. Dabei werden zwei Zustände verwendet:

- Übermaß von 0  $\mu\text{m}$  (entspricht dem Originalzustand)
- Übermaß von 10  $\mu\text{m}$

Dadurch ergibt sich eine Anzahl von 32 Kombinationsmöglichkeiten. In den Simulationen zeigt sich schnell, dass sich ohne Übermaß zwischen dem stempel- und matrizenseitigen Blech große Streuspannen  $T$  ergeben. Um die Anzahl der Kombinationen weiter zu reduzieren, werden daher die Fälle ohne Übermaß zwischen stempel- und matrizenseitigem Blech, bis auf den Fall ganz ohne Übermaße, nicht berücksichtigt. Die sich ergebenden 17 Kombinationsmöglichkeiten sind in Tabelle 6-1 zusammengefasst.



Tabelle 6-1: Übermaß zwischen den Kontaktflächen

Nr.	Übermaß SB-MB	Übermaß SB-Niet	Übermaß MB-Niet	Übermaß Niet-Butzen	Übermaß MB-Butzen
V1	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V2	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V3	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$
V4	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V5	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$
V6	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V7	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$
V8	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V9	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$
V10	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V11	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$
V12	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V13	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$
V14	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V15	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$
V16	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
V17	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$

Für diese werden nun die sieben Zeitfestigkeitsgeraden der Aluminium-Aluminium-Verbindung rechnerisch bestimmt. Als Reibwerte werden an dieser Stelle zunächst zwischen den Aluminiumblechen  $\mu_{\text{Alu-Alu}} = 1,73$  und zwischen dem Aluminium und dem Niet  $\mu_{\text{Alu-Niet}} = 0,6$  angenommen. Die Auswertung der Beanspruchungen erfolgt mit den vier in Abschnitt 5.1 beschriebenen Vergleichsspannungen:

- Von Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$  mit dem Vorzeichen des hydrostatischen Spannungsanteils
- Radialspannung  $\sigma_{V,R}$
- Von Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  mit dem Vorzeichen der Radialspannung
- Skalierte Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$

Die Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$  mit dem Vorzeichen des hydrostatischen Spannungsanteils zeigt, dass diese nicht geeignet ist, die Beanspruchungssituation in einem SPR-Fügestpunkt unter zyklischer Last zu beschreiben. Aufgrund der reibungsbehafteten, nichtlinearen Kontakte kann lokal eine nichtproportionale Beanspruchung entstehen, obwohl die außen anliegende Belastung eine proportionale ist. Durch das daraus resultierende Drehen des Hauptachsensystems können

nicht plausible Sprünge im Vorzeichen der Vergleichsspannung entstehen, vgl. Gleichung 3-15. Beim Betrachten der Spannungsamplitude bzw. des Schädigungsparameters ergeben sich dadurch an einzelnen Knoten Singularitäten.

Dies wird an einem Beispiel für die Parameter V16 bei einem Lasteinleitungswinkel  $\vartheta = 30^\circ$  und einem Spannungsverhältnis  $R = -1$  veranschaulicht. Im matrizenseitigen Blech treten an einzelnen Knotenpunkten deutlich höhere Beanspruchungen auf als in den sie umgebenden Knoten. In Abbildung 6-10 ist die Beanspruchung in Form des Schädigungsparameters  $P_{RAM}$  dargestellt. Am höchstbeanspruchten Knoten ergibt sich  $P_{RAM} = 1396$  MPa und eine daraus resultierende Anrisschwingenspielzahl  $N_A = 14$ , der dadurch der rechnerische Versagensort ist. An den umgebenen Knoten ist die Beanspruchung mit  $P_{RAM} \approx 50$  MPa wesentlich geringer, sodass diese mit einer Anrissebensdauer von  $N_A \approx 10^9$  nicht als Versagensort im Zeitfestigkeitsbereich in Frage kommen. Diese Singularitäten treten in jeder Simulation häufig auf und führen zu geringen Lebensdauern und teilweise Zeitfestigkeitsgeraden mit negativer Neigung. Aufgrund der Häufigkeit des Auftretens ist ein manuelles Aussortieren dieser Singularität wirtschaftlich nicht sinnvoll. Daher wird die Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$  im weiteren Verlauf dieser Arbeit nicht betrachtet. Auch bei den anderen Vergleichsspannungen können vereinzelt Singularitäten auftreten (in sinkender Häufigkeit:  $\sigma_{V,MR}$ ,  $\sigma_{V,SN}$ ,  $\sigma_{V,R}$ ), die manuell aus der Wertung genommen werden.

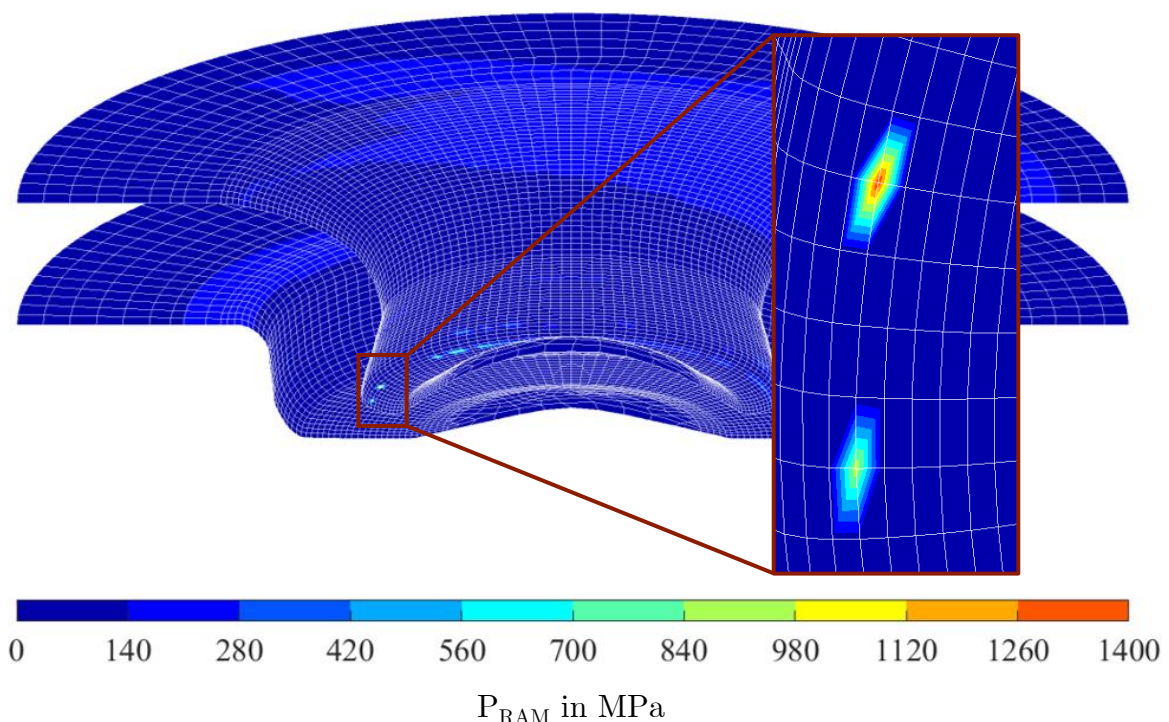


Abbildung 6-4: Beanspruchungen bei Auswertung der Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$

In Tabelle 6-2 sind die sich ergebenden Mediane  $m$  und Streuspannen  $T$  für die drei übrigen Vergleichsspannungen angegeben. Der Fokus liegt dabei auf der Minimierung der Streuspanne. Ohne Vorspannung in der SPR-Verbindung (V1) ergeben sich sehr große Streuspanne, die hauptsächlich auf die schlechte Abschätzung bei  $\vartheta = 0^\circ$

und  $R = -1$  zurückzuführen sind. Mit Erhöhung der Anzahl der Flächen, auf die ein Übermaß aufgebracht wird, verringert sich die Streuspanne. Das jeweils beste Ergebnis ist grün markiert. Für alle drei Vergleichsspannungen ergibt sich bei V16 die geringsten Streuspannen. Das absolute Minimum stellt sich mit  $T = 6,5$  bei Auswertung der skalierten Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$  bei V16 ein. Die Kombination V16 wird daher in den weiteren Untersuchungen näher betrachtet.

Tabelle 6-2: Mittelwerte und Streuspannen in Abhängigkeit von der Höhe der Übermaße zwischen den Kontaktflächen

Nr.	Radialspannung $\sigma_{V,R}$		Vorzeichenb. Mises $\sigma_{V,MR}$		Skalierte Normalspannung $\sigma_{V,SN}$	
	m	T	m	T	m	T
V1	8,3	1116,7	2,3	215,0	10,5	793,5
V2	4,7	70,6	3,1	22,3	8,4	56,8
V3	12,3	41,0	5,0	20,7	19,3	40,0
V4	6,1	51,5	3,4	40,1	8,6	33,0
V5	8,3	65,6	3,7	19,4	12,8	37,7
V6	1,0	30,4	0,8	19,3	1,4	27,8
V7	1,0	33,3	0,8	21,1	1,4	30,0
V8	1,1	68,2	0,7	19,4	1,6	43,6
V9	1,1	69,6	0,7	23,5	1,4	46,3
V10	2,9	22,2	3,6	12,5	3,9	15,6
V11	3,4	23,4	8,4	107,5	4,6	15,9
V12	3,8	26,7	6,4	18,6	4,6	10,3
V13	3,8	28,6	11,4	20,9	4,9	10,7
V14	1,4	16,1	1,3	8,9	1,9	10,6
V15	1,7	19,9	1,4	7,8	2,3	11,2
V16	1,5	9,5	1,8	6,9	2,1	6,5
V17	1,7	16,9	1,9	8,6	2,0	9,5

Die Höhe des gewählten Übermaßes von  $10 \mu\text{m}$  wurde als erster Anhaltswert gewählt. Welchen Einfluss die Höhe des Übermaßes auf die Verbindung hat, wird mit Hilfe des Parameterraums in Tabelle 6-3 untersucht. Die Kombination H2 entspricht dabei der zuvor untersuchten Kombination V16.

Tabelle 6-3: Vorspannungen zwischen den Kontaktflächen

Nr.	Versatz SB-MB	Versatz SB-Niet	Versatz MB-Niet	Versatz Niet-Butzen	Versatz MB-Butzen
H1	5 $\mu\text{m}$	5 $\mu\text{m}$	5 $\mu\text{m}$	5 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
H2 = V16	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
H3	15 $\mu\text{m}$	15 $\mu\text{m}$	15 $\mu\text{m}$	15 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
H4	20 $\mu\text{m}$	20 $\mu\text{m}$	20 $\mu\text{m}$	20 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$
H5	30 $\mu\text{m}$	30 $\mu\text{m}$	30 $\mu\text{m}$	30 $\mu\text{m}$	0 $\mu\text{m}$

Die Höhe des Übermaßes hat vor allem einen Einfluss auf den Median der einzelnen Versuchsreihen. Dadurch ergeben sich bei großer Abweichung der einzelnen Mediane große Streuspannen bei Auswertung der gesamten Versuchsdaten. Als beste Höhe für das Übermaß ergeben sich die schon zuvor verwendeten 10  $\mu\text{m}$ , siehe Tabelle 6-4.

Tabelle 6-4: Mittelwerte und Streuspannen in Abhängigkeit von der Höhe der Vorspannung zwischen den Kontaktflächen

Nr.	Radialspannung $\sigma_{V,R}$		Vorzeichenb. Mises $\sigma_{V,MR}$		Skalierte Normalspannung $\sigma_{V,SN}$	
	m	T	m	T	m	T
H1	4,7	36,8	2,1	16,8	5,9	32,6
H2 = V16	1,5	9,5	1,8	6,9	2,1	6,5
H3	1,5	86,9	3,1	530,7	2,6	33,9
H4	1,8	301,8	4,3	1336,2	2,9	131,9
H5	2,8	1659,0	4,1	830,2	4,9	192,7

Aufgrund dieser Ergebnisse wird in den folgenden Abschnitten in allen Simulationen ein Übermaß von 10  $\mu\text{m}$  auf die Kontakte zwischen den Flächen

- Stempelseitiges Blech - Matrizenseitiges Blech
- Stempelseitiges Blech - Niet
- Matrizenseitiges Blech - Niet
- Niet - Butzen

aufgebracht.

## 6.2 Einfluss der Reibwerte

Einen Einfluss auf das Verhalten der simulierten Fügeverbindung haben die Reibwerte, die in der Verbindung zwischen den einzelnen Körpern angenommen werden. Diese gilt es für die Werkstoffpaare

- Aluminium - Aluminium
- Aluminium - Stahl

- Aluminium - Niet
- Stahl - Niet

zu ermitteln.

Dies soll durch eine Optimierung geschehen. Für jeden Reibwert wird ein Startwert gewählt. Diese werden um einen festen Faktor von 1,2 erhöht bzw. verringert und für alle Kombinationen aus diesen Werten werden die rechnerischen Lebensdauern bestimmt und Streuspannen abgeleitet. Die Kombination an Reibparametern, für die sich die geringste Streuspanne  $T$  ergibt, dient als Startwert für den nächsten Iterationsschritt. Ergibt sich in einem Iterationsschritt die geringste Streuspanne für die Kombination an Reibwerten, die dem gewählten Startwert entspricht, wird die Optimierung abgeschlossen. Diese Kombination an Reibwerten entspricht dann den empfohlenen Reibwerten, die im dann folgenden Teil der Arbeit verwendet werden.

Für vier zu ermittelnde Reibwerte ergeben sich  $3^4 = 81$  Kombinationen für die erste Iteration. Als Startwerte für die zweite Iteration können sich bei drei Vergleichsspannungen auch drei Kombinationen ergeben, sodass sich bis zu 188 neue Kombinationen ergeben können. Für eine dritte Iteration ergeben sich bis zu 195 weitere Kombinationen. Für jede dieser Kombinationen müssen 21 Zeitfestigkeitsgeraden berechnet werden, mit einer Simulationszeit von ca. einer Woche. Dieses Vorgehen ist daher aus zeitlichen Gründen nicht umsetzbar.

Um den zeitlichen Aufwand einzuschränken, wird in einem ersten Schritt nur die SPR-Verbindung Aluminium-Aluminium betrachtet. In dieser treten nur die zwei Werkstoffpaarungen

- Aluminium - Aluminium
- Aluminium - Niet

und damit nur die Reibwerte  $\mu_{\text{Alu-Alu}}$  und  $\mu_{\text{Alu-Niet}}$  auf. Für das zuvor beschriebene Vorgehen ergeben sich so nur  $3^2 = 9$  Kombinationen für die erste Iteration, maximal 13 für die zweite und maximal 15 für die dritte Iteration. Zusätzlich reduziert sich die Anzahl zu berechnender Zeitfestigkeitsgeraden auf sieben und damit die Simulationszeit je Kombination auf ca. zwei Tage.

In einem zweiten Schritt werden rechnerische Lebensdauern für die SPR-Verbindungen Aluminium-Stahl und Stahl-Aluminium bestimmt. In diesen Verbindungen treten die Werkstoffpaarungen

- Aluminium - Stahl
- Aluminium - Niet
- Stahl - Niet

und damit die Reibwerte  $\mu_{\text{Alu-Stahl}}$ ,  $\mu_{\text{Alu-Niet}}$  und  $\mu_{\text{Stahl-Niet}}$  auf. Der Wert für  $\mu_{\text{Alu-Niet}}$  wird aus dem ersten Schritt an der Aluminium-Aluminium-Verbindung übernommen,

wodurch nur noch zwei Variablen übrigbleiben. Für die Optimierung ergibt sich damit dieselbe maximale Anzahl an Kombinationen wie im ersten Schritt. Die Bestimmung des besten Ergebnisses erfolgt durch Auswertung aller Verbindungen gemeinsam.

### 6.2.1 Verbindung Aluminium - Aluminium

Einige Literaturstellen [Chen 03, Han 06, Li 13, Zhan 19, Woo 22] zeigen, dass sich im Fügepunkt bedingt durch Flächenpressung und Schlupf unter zyklischer Belastung Bereiche ausbilden, in denen die Rauheit der Blechoberfläche im Vergleich zum ursprünglichen Blechwerkstoff ansteigt. Explizite Werte für die Rauheit und den Reibwert werden in diesen Untersuchungen nicht ermittelt. Ramakrishna und Raman [Rama 05] haben das Reibverhalten von Aluminium AA6061-T6 in Abhängigkeit von der Höhe der Flächenpressung bei zyklischer Belastung untersucht. Dabei zeigt sich eine Erhöhung des Reibwerts von  $\mu \approx 0,15$  auf ein Reibwert von bis zu  $\mu \approx 1,2$ , der sich nach 1000 aufgebrauchten Schwingspielen einstellt. Die Erhöhung der Reibwerte wird auf eine Erhöhung der Oberflächenrauigkeit zurückgeführt, die durch folgende drei Effekte begründet wird:

1. Verschweißen und Ausreißen kleiner Metallfragmente, die anschließend oxidieren.
2. Entstehung von Unebenheiten durch die Unebenheiten des Kontaktpartners.
3. Entstehung von Riefen durch die sich in der Verbindung befindenden harten Oxidpartikel.

Zumindest die Effekte 1 und 3 treffen auch auf die in dieser Arbeit untersuchten Fügepunkte zu, denn das Oxid  $Al_2O_3$  tritt in der Verbindung wie auch bei [Iyer 02, Chen 03, Iyer 05, Han 06, Zhan 19, Woo 22] auf.

Ähnliche Untersuchungen haben Hintikka et al. [Hint 15] an vergütetem Stahl durchgeführt. Der Verlauf des Reibwerts steigt ebenfalls bis ca. 1000 Schwingspiele auf einen Wert von bis zu  $\mu = 1,2$  an. Im Gegensatz zu den Versuchen an Aluminium [Rama 05] fällt dieser Wert im weiteren Versuchsverlauf wieder ab, bis er sich bei  $\mu \approx 0,8$  stabilisiert.

Als Startwert für die folgende Untersuchung dienen die rechnerischen Lebensdauern mit  $\mu_{Alu-Alu} = 1,73$  und  $\mu_{Alu-Niet} = 0,6$  aus den vorherigen Untersuchungen (Versuch V16). In Tabelle 6-5 sind die Reibwerte der FE-Simulation zusammengefasst. In Tabelle 6-6 sind die sich ergebenden Mediane  $m$  und Streuspannen  $T$  der drei Vergleichsspannungen gegeben. Das beste Ergebnis (kleinste Streuspanne) eines Iterationsschritts ist gelb hinterlegt, das insgesamt beste Ergebnis grün. Für die Radialspannung sind nur zwei Iterationsschritte nötig, für die Übrigen vier. Die geringste Streuspanne weist dabei die Auswertung der Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der Radialspannung mit  $T = 4,4$  auf (Kombination R19).

Tabelle 6-5: Reibwerte für FE-Simulation mit Verbindung Aluminium-Aluminium

Nr.	$\mu_{\text{Alu-Alu}}$	$\mu_{\text{Alu-Niet}}$	Iteration
R1 = V16	1,73	0,60	Start
R2	2,08	0,60	
R3	1,73	0,72	
R4	2,08	0,72	
R5	1,44	0,60	
R6	1,73	0,50	1.
R7	1,44	0,50	
R8	2,08	0,50	
R9	1,44	0,72	
R10	1,2	0,6	
R11	1,2	0,5	
R12	1,2	0,72	
R13	1,73	0,86	
R14	2,08	0,86	2.
R15	1,44	0,86	
R16	2,5	0,72	
R17	2,5	0,86	
R18	2,5	0,6	
R19	1,44	1,03	
R20	1,73	1,03	
R21	1,2	0,86	3.
R22	1,2	1,03	
R23	2,08	1,03	
R24	1,44	1,24	
R25	1,73	1,24	
R26	1,2	1,24	4.
R27	2,08	1,24	

Die rechnerischen Lebensdauern der Parameterkombination R19 bei Auswertung der Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  werden in Abbildung 6-5 mit experimentellen Lebensdauern in einem  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm verglichen. Die Streuspanne, die 80 % der Wertepaare enthält, ist hellgrau dargestellt. Von den restlichen 20 % der Wertepaare liegt eine Hälfte oberhalb, die andere Hälfte unterhalb des hellgrauen Bereichs. Im Mittel liegen die rechnerischen Lebensdauern auf der sicheren Seite, gekennzeichnet

durch eine schwarze Linie im hellgrauen Bereich. Das Spannungsverhältnis  $R$  hat einen Einfluss auf die Treffsicherheit (grüne Symbole bei  $R = -1$  streuen stärker als rote Symbole bei  $R = 0$ ), wohingegen die Belastungsrichtung  $\vartheta$  keinen erkennbaren Einfluss aufweist.

Tabelle 6-6: Reibwerte für FE-Simulation mit Verbindung Aluminium-Aluminium

Nr.	Radialspannung $\sigma_{V,R}$		Vorzeichenb. Mises $\sigma_{V,MR}$		Skalierte Normalspannung $\sigma_{V,SN}$	
	m	T	m	T	m	T
R1	1,5	9,5	1,8	6,9	2,1	6,5
R2	1,4	10,4	1,8	10,5	1,8	6,6
R3	1,5	9,2	1,8	4,9	2,1	6,4
R4	1,4	10,1	1,8	11,1	1,8	6,2
R5	1,5	8,3	1,9	6,2	2,3	7,1
R6	1,5	8,9	1,8	7,2	2,1	6,7
R7	1,6	10,2	1,9	5,4	2,5	8,9
R8	1,4	10,5	1,9	10,1	1,9	6,6
R9	1,6	9,2	1,8	5,9	2,5	8,0
R10	1,6	10,5	2,1	5,5	2,6	7,7
R11	1,7	10,2	2,2	6,3	2,7	7,4
R12	1,6	10,8	1,9	5,2	2,6	7,5
R13	1,5	8,6	1,8	7,2	2,1	5,8
R14	1,4	9,9	1,9	10,0	1,8	6,1
R15	1,5	8,8	2,0	4,5	2,5	7,8
R16	1,3	17,2	1,7	17,4	1,6	9,4
R17	1,3	16,7	1,6	16,8	1,5	8,7
R18	1,3	17,0	1,7	21,2	1,6	9,8
R19			2,0	4,4	2,4	7,8
R20			1,8	6,8	2,1	5,7
R21			2,0	5,2	2,6	7,3
R22			2,0	5,2	2,6	7,4
R23			1,8	9,2	1,8	6,1
R24			2,0	4,5	2,3	7,6
R25			1,8	7,9	2,1	5,7
R26			1,9	4,4	2,6	7,3
R27			1,8	8,9	1,8	6,3



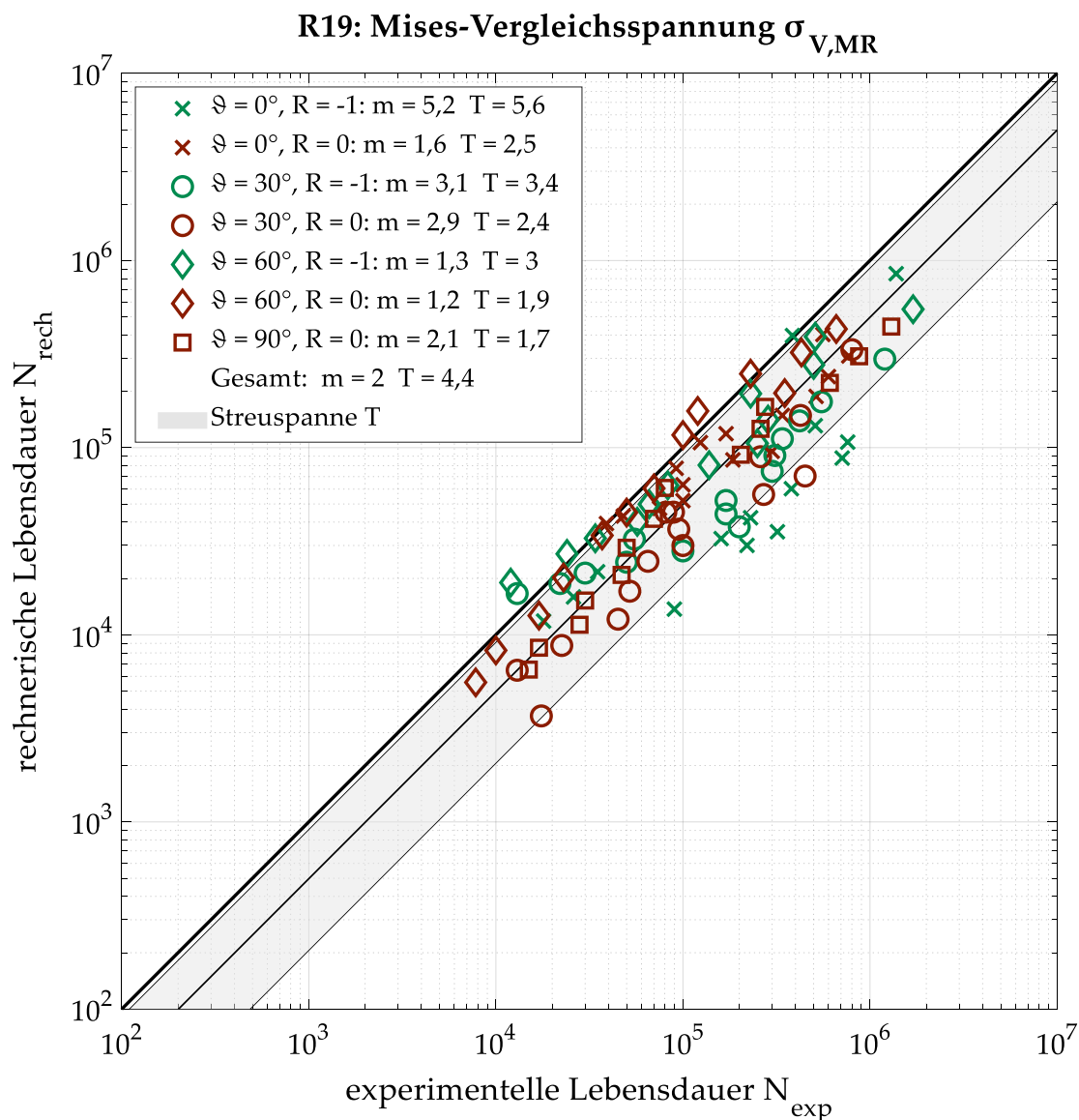


Abbildung 6-5:  $N_{rech}$ - $N_{exp}$ -Diagramm: Parameter R19 mit Auswertung der Mises-Vergleichsspannung mit Vorzeichen der Radialspannung  $\sigma_{V,MR}$

Den Einfluss der Reibparameterkombination auf die Mittelwerte und Streuspannen der einzelnen Versuchsreihen zeigt Abbildung 6-6 für die skalierte Normalspannung. Der Mittelwert ist bei einem Lasteinleitungswinkel von  $\vartheta = 0^\circ$  sehr sensibel auf die Wahl der Reibparameter (grüne Verläufe), während bei den restlichen Lasteinleitungswinkeln die Reibparameter im untersuchten Bereich nur einen untergeordneten Einfluss auf den Mittelwert haben. Die Streuspanne zeigt ein ähnlich abhängiges Verhalten von den Reibparametern für  $\vartheta = 0^\circ$  bei  $R = -1$  (grüner durchgezogener Verlauf), während für die anderen Versuchsreihen die Reibparameter einen geringen Einfluss auf die Streuspanne haben. Für die Radialspannung und die Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der Radialspannung sind die Verläufe in Abbildung 11-3 und Abbildung 11-4 im Anhang dargestellt. Tabelle 6-7 zeigt die Streuspanne der Mittelwerte und die Streuspanne der Streuspannen für die einzelnen Versuchsreihen. Hier ist deutlich zu erkennen, dass die Reibparameter hauptsächlich die Ergebnisse

bei  $\vartheta = 0^\circ$  beeinflussen. Bei den restlichen Lasteinleitungswinkeln ist der Einfluss eher gering, da  $T \approx 1$ . Daraus lässt sich ableiten, dass die Kraftübertragung bei  $\vartheta \geq 30^\circ$  hauptsächlich durch Formschluss stattfindet, während bei  $\vartheta = 0^\circ$  auch ein Teil der Kraft durch Kraftschluss übertragen wird. Die Wahl der Reibparameter beruht demnach hauptsächlich auf den Versuchsergebnissen bei  $\vartheta = 0^\circ$ .

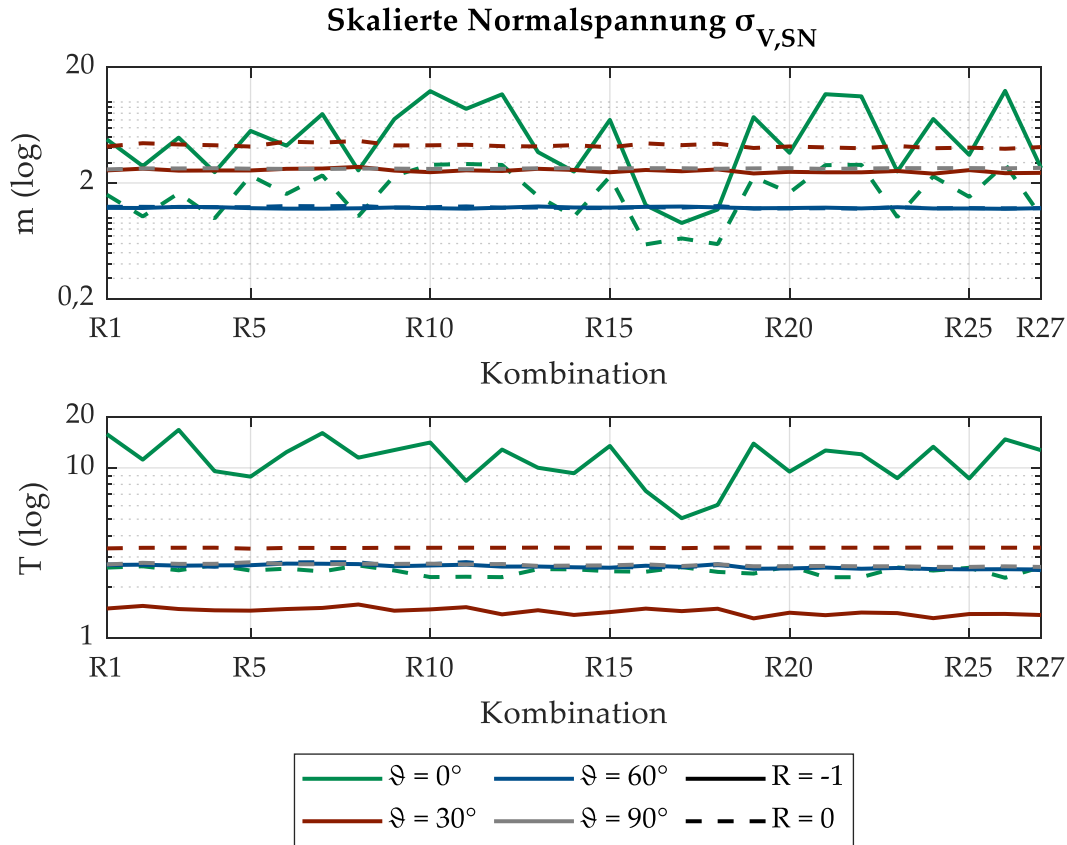


Abbildung 6-6: m und T in Abhängigkeit der Reibparameterkombination bei Auswertung der skalierten Normalspannung

Tabelle 6-7: Streuspanne der Mittelwerte und Streuspannen

$\vartheta$	R	Radialspannung $\sigma_{V,R}$		Vorzeichenb. Mises $\sigma_{V,MR}$		Skalierte Normalspannung $\sigma_{V,SN}$	
		T(m)	T(T)	T(m)	T(T)	T(m)	T(T)
$0^\circ$	-1	12,9	1,9	5,5	1,3	7,7	2,1
$0^\circ$	0	4,2	1,1	9,9	19,8	3,9	1,2
$30^\circ$	-1	1,1	1,1	1,2	1,1	1,1	1,1
$30^\circ$	0	1,1	1,1	1,4	1,2	1,1	1,0
$60^\circ$	-1	1,0	1,0	1,1	1,1	1,0	1,1
$60^\circ$	0	1,0	1,0	1,2	1,1	1,0	1,1
$90^\circ$	0	1,0	1,0	1,1	1,1	1,0	1,0

### 6.2.2 Vergleich der Anrissorte der Verbindung Aluminium-Aluminium

Im Projekt Stanznieten II [Otro 20] werden KS2-Proben aus den gleichen Werkstoffen und Fügeparametern wie im Projekt Stanznieten I [Mesc 16] bis zum Anriss geprüft und anschließend über Schliffbilder die Anrissorte ermittelt. Diese Anrissuntersuchungen werden nicht an allen Belastungsrichtungen und im gleichen Umfang durchgeführt:

- $\vartheta = 0^\circ$ ,  $R = -1$ : 4 Proben auf einem Lasthorizont
- $\vartheta = 0^\circ$ ,  $R = 0$ : 12 Proben auf drei Lasthorizonten
- $\vartheta = 30^\circ$ ,  $R = 0$ : 12 Proben auf drei Lasthorizonten
- $\vartheta = 60^\circ$ ,  $R = -1$ : 4 Proben auf einem Lasthorizont
- $\vartheta = 60^\circ$ ,  $R = 0$ : 11 Proben auf drei Lasthorizonten

Für die Erstellung der Schliffbilder werden zwei unterschiedliche Vorgehensweisen verwendet:

1. Hoher Aufwand: Der Fügepunkt wird in Längsrichtung schrittweise abgeschliffen bis ein Anriss detektiert oder die Mitte des Fügepunkts erreicht ist. Anschließend wird dasselbe Vorgehen in Querrichtung durchgeführt.
2. Geringer Aufwand: Für die Längs- und für die Querrichtung wird jeweils nur ein Schliffbild in der Mitte des Fügepunkts angefertigt und diese auf Anrisse untersucht.

Aus den resultierenden Schliffbildern wird die Lage der Schliffebene über den Nietkopfdurchmesser bzw. über die Breite der Nietfüße abgeschätzt. Die Rissorte werden anschließend in Knotennummern des FE-Modells überführt und dort auf den jeweiligen Ebenen dargestellt. Da die zugehörige Belastungsrichtung zu den Schliffbildern nicht bekannt ist, wird die Lage des Anrisses (ob auf der linken oder rechten Seite) abhängig von der in der Simulation ermittelten Beanspruchung gewählt. Häufig auftretende Anrissorte werden als charakteristischer Anrissort gewertet und mit einem Bereich um den Anrissort von  $\pm 45^\circ$  markiert. Die charakteristischen Anrissorte werden anschließend mit den Simulationsergebnissen verglichen, um diese zu validieren.

Die Simulationsergebnisse werden als rechnerische Anrisslebensdauern dargestellt. Diese entsprechen der kleinsten berechneten Lebensdauer in der SPR-Verbindung und sind abhängig von der betrachteten Vergleichsspannung. Für die Berechnung wird die jeweils beste Parameterkombination aus Tabelle 6-6 verwendet:

- R5 für die Radialspannung  $\sigma_{V,R}$
- R19 für die vorzeichenbehaftete Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$
- R20 für die der skalierte Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$

Der Ort der geringsten berechneten Lebensdauer beschreibt den rechnerischen Anrissort. Dieser wird mit dem stärksten Farbton markiert. Da Anrissorte im Versuch streuen, wird zusätzlich der Bereich markiert, in dem die rechnerische Lebensdauer

bis zum zehnfachen der rechnerischen Anrisslebensdauer entspricht. In diesem Bereich wird der Farbton mit längerer Lebensdauer blasser. Bereiche, in denen die berechnete Lebensdauer größer als das zehnfache der Anrisslebensdauer ist, werden grau markiert.

### 6.2.2.1 $\vartheta = 0^\circ, R = -1$

In [Otro 20] werden vier Versuche bei  $R = -1$  mit einem Lasteinleitungswinkel von  $\vartheta = 0^\circ$  bei mittlerer Lastamplitude durchgeführt, bei der ein Versagen nach 200.000 Schwingspielen erwartet wird. Anrisse treten ausschließlich im stempel- und matrixseitigen Fügeteil auf, der Butzen und der Niet bleiben anrissfrei. Im stempelseitigen Blech treten die Anrisse an der Unterseite im Kontaktbereich zum matrixseitigen Blech auf. In allen Längsschliffen treten Risse, teilweise auch mehrfach, beidseitig am Anrissort 1 auf, siehe rot markierte Elemente in Abbildung 6-7. In der Hälfte der Proben treten auch im Querschliff an derselben Stelle Anrisse auf. Daher ist davon auszugehen, dass der Anriss im Längsschliff entsteht und weiter in den Bereich der Querschliffe wächst. Dieser Bereich ist in Abbildung 6-7 als charakteristischer Anrissort mit einem roten Rahmen gekennzeichnet. Vereinzelt treten im stempelseitigen Blech weitere Risse am Anrissort 2 auf.

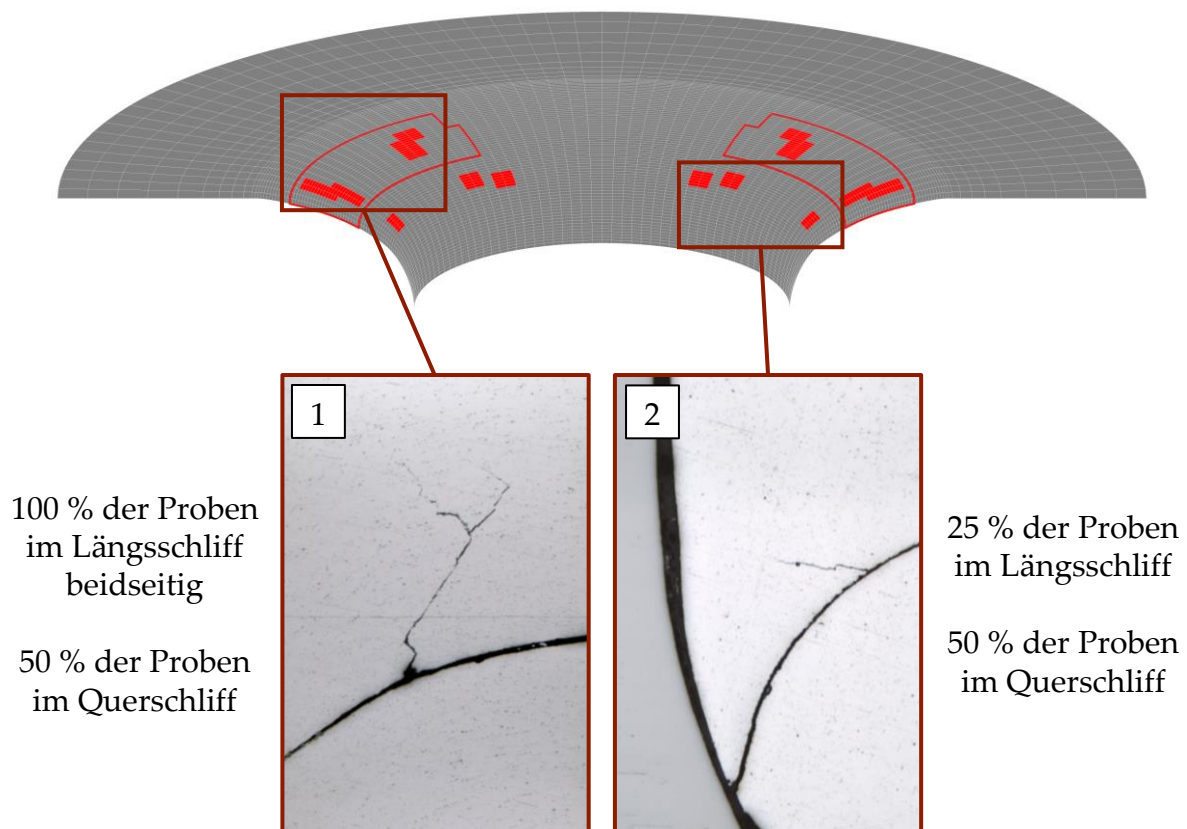


Abbildung 6-7: Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = -1$ , Schliffbilder aus [Otro 20]

In Abbildung 6-8 sind die berechneten Anrissorte für die Unterseite des stempelseitigen Blechs dargestellt. Bei Auswertung der Radialspannung  $\sigma_{V,R}$  ergeben sich Anrissorte, die leicht außerhalb des charakteristischen Anrissbereichs liegen (rot eingrahmter Bereich). Bei der vorzeichenbehafteten Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  wird die Lage der Anrissorte sehr gut berechnet. Sowohl der Ort der Anrisschwingenspielzahl als auch der weitere berechnete Anrissbereich liegen im charakteristischen Bereich des experimentellen Anrisses. Für die skalierte Normalspannung liegt der Ort der Anrisschwingenspielzahl außerhalb des experimentellen Anrissbereichs, weite Teile des weiteren rechnerischen Anrissbereichs liegen dagegen innerhalb.

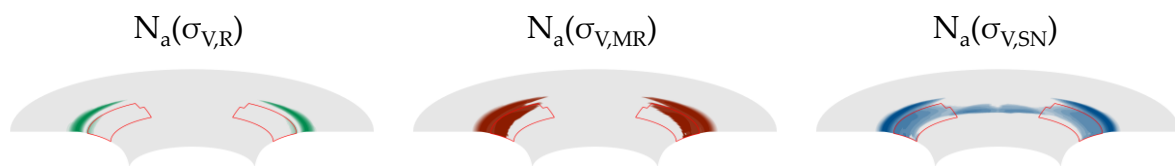


Abbildung 6-8: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = -1$

Im matrizenseitigen Blech treten in zwei Proben Risse auf, die vermutlich vom Probeninneren nach außen wachsen, siehe Rissort 3 in Abbildung 6-9. Dieser Anriss tritt in zwei Proben im Längsschliff und in einer Probe im Querschliff auf. Da dieser Riss im Gegensatz zu Riss 1 nicht in jeder Probe auftritt, ist davon auszugehen, dass Riss 1 der zuerst auftretende Riss ist.

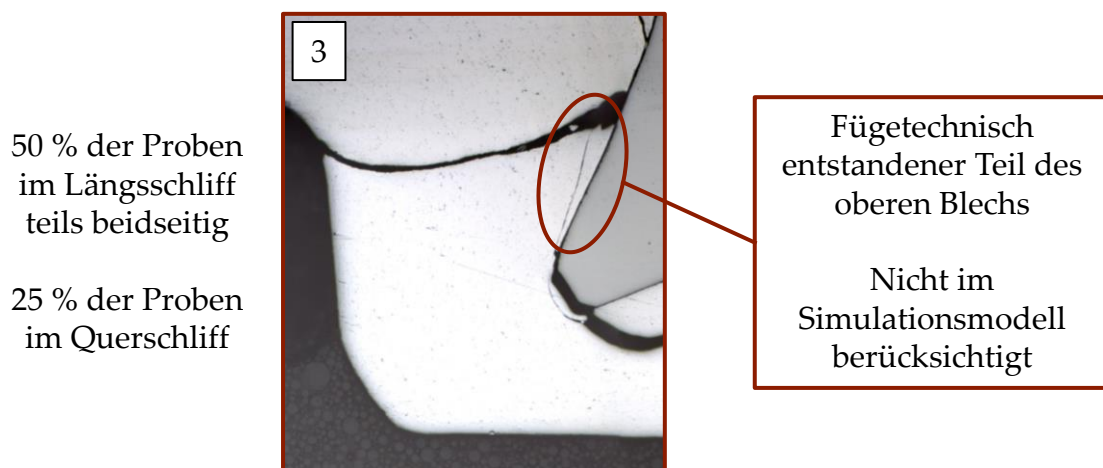


Abbildung 6-9: Anrissort im matrizenseitigen Blech bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = -1$ , Schlibbild aus [Otro 20]

Rissort 3 kann mit dem Simulationsmodell nicht nachgewiesen werden. Dies ist vermutlich auf die Fügepunktgeometrie im Simulationsmodell zurückzuführen. Diese basiert auf dem Schlibbild aus dem Projekt Stanznieten I [Mesc 16] (Abbildung 4-18), aus dem auch die nachzuweisenden Lebensdauern stammen. Die Anrissbilder stammen aus dem Projekt Stanznieten II [Otro 20], in denen sich im Bereich des Anrissorts ein beim Fügen entstandener abgetrennter Teil des stempelseitigen Blechs befindet,

der zu einer Kerbe im matrizenseitigen Blech führt, die zur Entstehung des Anrisses beiträgt. Dieses abgetrennte Teil kann auch der Grund für die um den Faktor 14 kleineren experimentellen Lebensdauern im Projekt Stanznieten II im Vergleich zu den Versuchen im Projekt Stanznieten I sein. Da der abgetrennte Teil des stempelseitigen Blechs und die daraus resultierende Kerbe im matrizenseitigen Blech im Simulationsmodell nicht berücksichtigt werden, werden diese Anrissorte nicht zur Validierung des Simulationsmodells verwendet.

### 6.2.2.2 $\vartheta = 0^\circ, R = 0$

An zwölf KS2-Proben werden bei einem Lasteinleitungswinkel von  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0$  die Anrissorte ermittelt, [Otro 20]. Die Erstellung der Schliffbilder erfolgt über schrittweises Herunterschleifen. An der Unterseite des stempelseitigen Blechs treten in allen Proben im Längsschliff Anrisse an Rissort 1 auf, siehe Abbildung 6-10. In acht der zwölf Proben tritt an diesem Ort auch im Querschliff ein Anriss auf. Die Querschliffe sind dabei stark außermittig angefertigt worden, wodurch sich ein Entstehen des Anrisses in der Längsebene vermuten lässt, der weiter in die Querebene wächst. Der charakteristische Rissausgangsort ist mit einem roten Bereich markiert. In einer weiteren Probe wurde im Querschliff ein Riss an Rissort 2 gefunden.

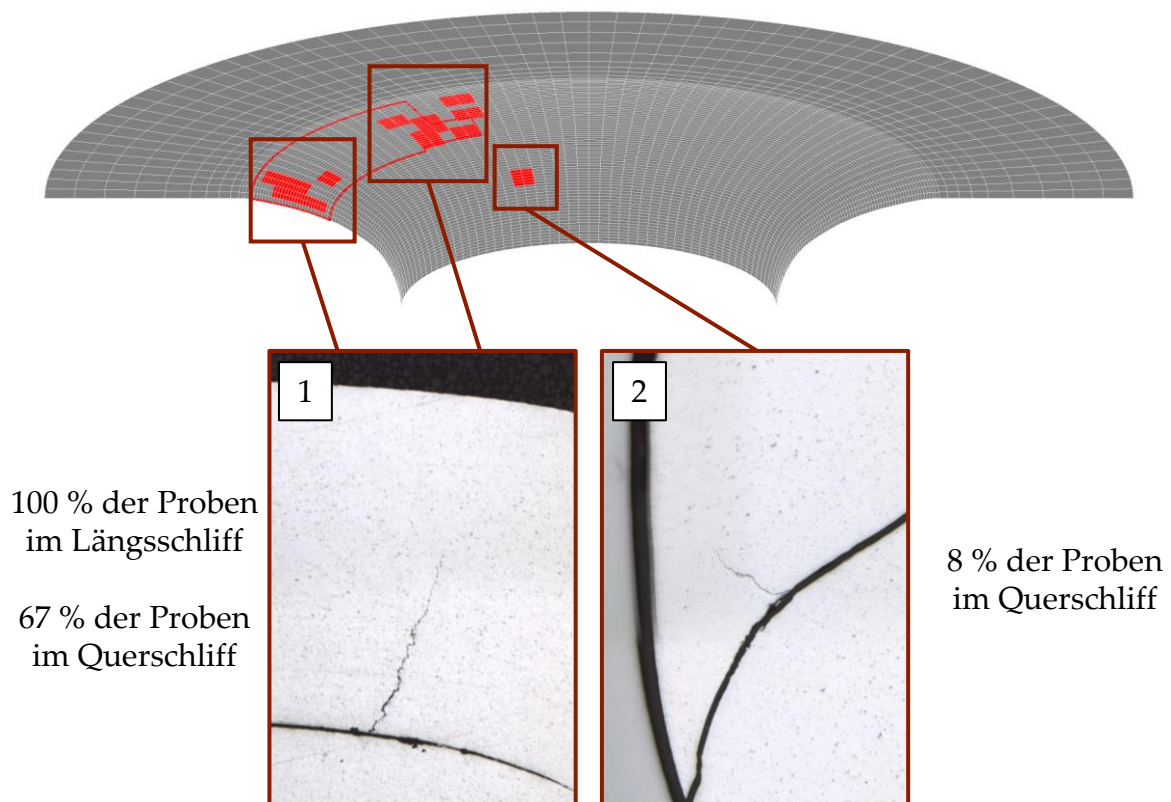


Abbildung 6-10: Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0$ , Schliffbilder aus [Otro 20]



Der experimentelle Anrissort wird mit dem rechnerischen in Abbildung 6-11 verglichen. Bei Auswertung der Radialspannung liegt der rechnerische Anrissbereich am Rand des experimentellen. Für die von Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der Radialspannung und die skalierte Normalspannung liegt der rechnerische Anrissbereich ebenfalls am oberen Rand des experimentellen, allerdings überschneiden sich beide Bereiche stärker.

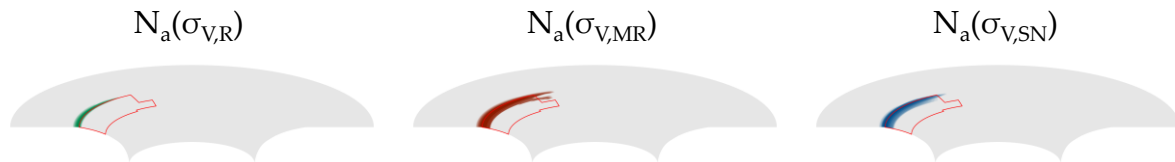


Abbildung 6-11: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0$

An der Oberseite des matrizenseitigen Blechs ergeben sich drei unterschiedliche Anrissorte, siehe Abbildung 6-12. Anrissort 3 wird aus in Abschnitt 6.2.2.1 beschriebenen Gründen nicht zur Validierung des Simulationsmodells verwendet. Anrissort 4 tritt in zwei Proben in der Querebene, Anrissort 5 in einer Probe in der Längsebene auf. Aufgrund der geringen Auftretenswahrscheinlichkeit der Anrissorte 4 und 5 können diese nicht als charakteristische Anrissorte bezeichnet werden.

Rechnerisch ergibt sich an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs bei Auswertung der Radialspannung und der von Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der Radialspannung kein Anriss, siehe Abbildung 6-13. Für die skalierte Normalspannung ergibt sich ein kleiner Anrissbereich, in dem die kleinste auftretende Lebensdauer in etwa der fünffachen Anrisslebensdauer entspricht, die im stempelseitigen Blech auftritt. Gemäß den Vorgaben zu Beginn dieses Kapitels ist auch in diesem Bereich ein Anriss möglich, wenn auch nicht wahrscheinlich. Dieser Bereich passt sehr gut mit dem Anrissort 4 überein, dessen zwei Anrissorte in Abbildung 6-13 als rote Punkte eingetragen sind.

Zusätzlich tritt an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs ein Anriss in Längs- und ein Anriss in der Querebene auf, siehe Abbildung 11-5 im Anhang. Diese Anrissorte sind aufgrund der Häufigkeit nicht charakteristisch für die Belastungsart und können rechnerisch auch nicht nachgewiesen werden.

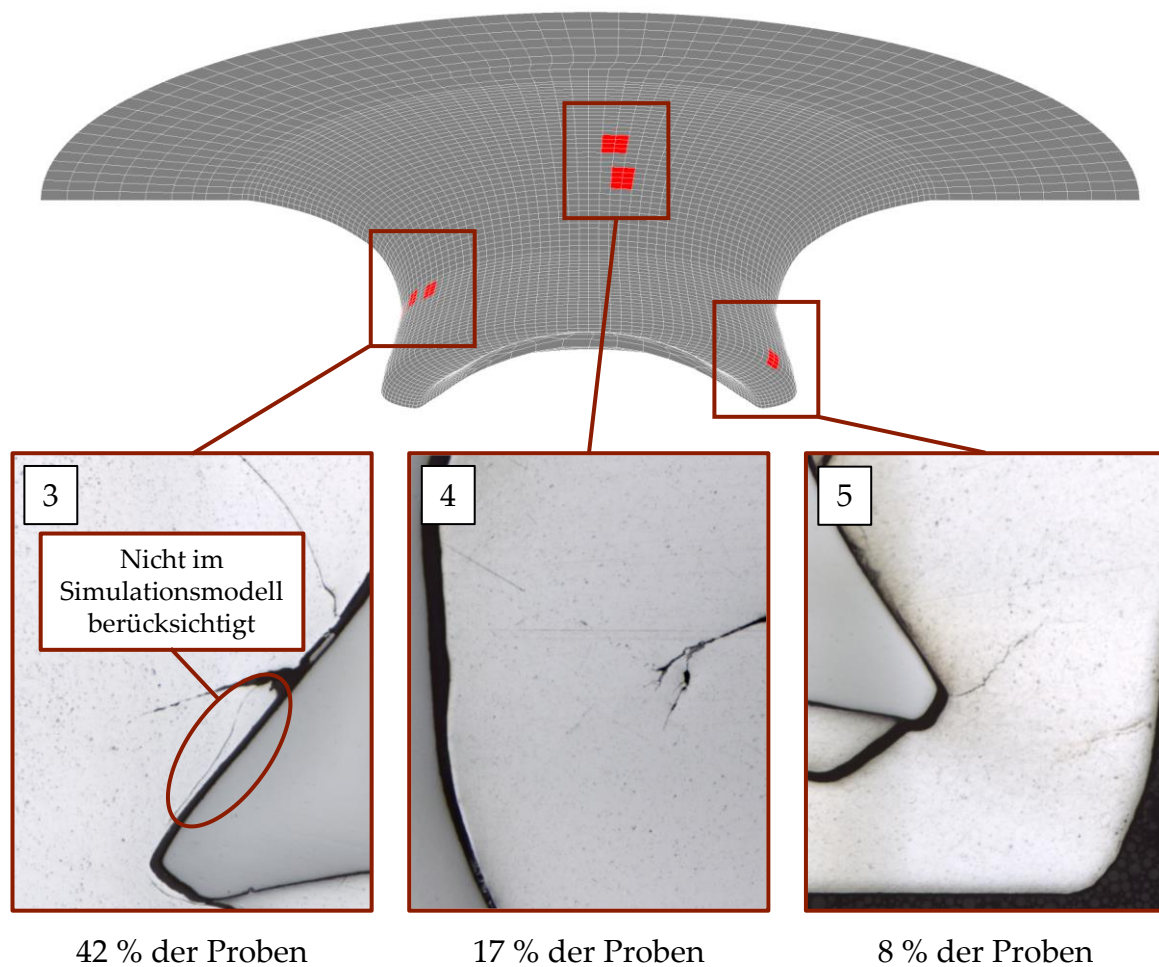


Abbildung 6-12: Anrissorte an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0$ , Schlifffelder aus [Otro 20]

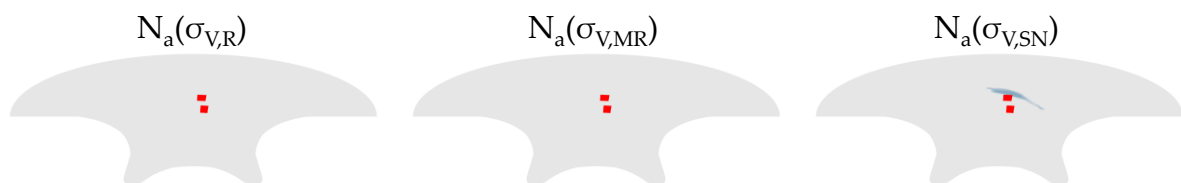


Abbildung 6-13: Rechnerische Anrissorte an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0$

### 6.2.2.3 $\vartheta = 30^\circ$ , $R = 0$

Für je vier KS2-Proben auf drei Lasthorizonten in [Otro 20] werden bei einem Lasteinleitungswinkel von  $\vartheta = 30^\circ$  und  $R = 0$  Anrissorte ermittelt. Die Schlifffelder werden dabei immer in der Längs- und Querebene erstellt. An der Unterseite des stempelseitigen Blechs treten in zehn der zwölf Proben Anrisse im Querschliiff auf, siehe Rissort 2 in Abbildung 6-14. Zusätzlich sind in vier Proben Anrisse am Rissort 1 zu finden. Diese treten in einigen Fällen in unterschiedlichen Proben auf. Daher werden sowohl Rissort 1 und 2 als charakteristischer Rissausgangsort für diese Belastungsart festgestellt.



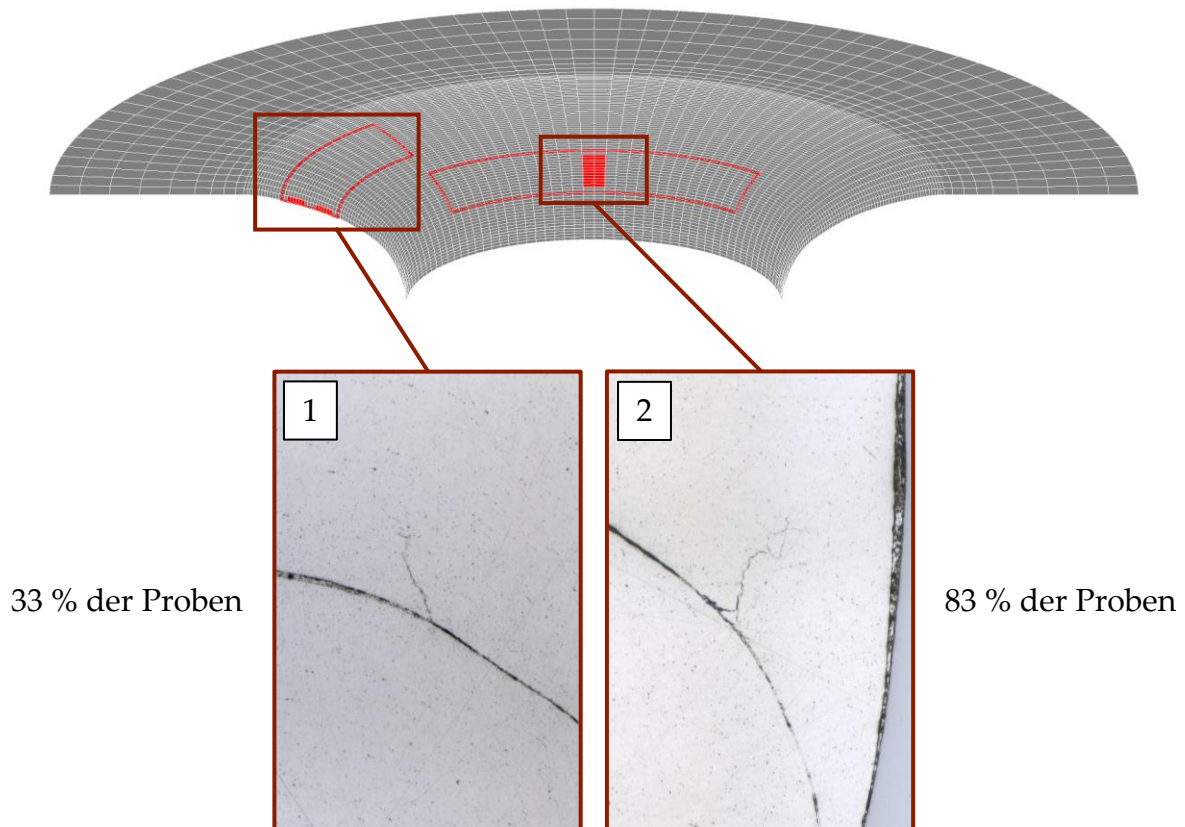


Abbildung 6-14: Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 30^\circ$  und  $R = 0$ , Schliffbilder aus [Otro 20]

Die rechnerischen Anrissorte sind in Abbildung 6-15 dargestellt. Bei der Auswertung der drei Vergleichsspannungen ist bei allen ein ähnliches Bild zu sehen: Anrissort 1 wird gut wiedergegeben, während Anrissort 2 nur am Rand gestreift wird.

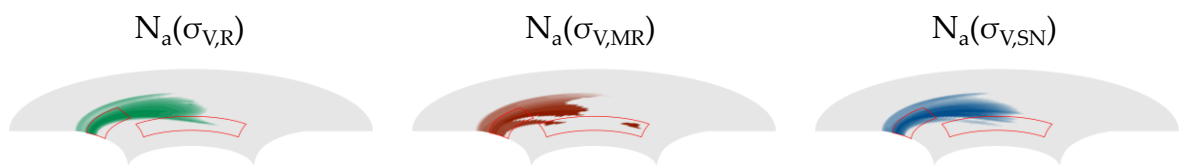


Abbildung 6-15: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 30^\circ$  und  $R = 0$

In einer Probe tritt an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs ein Anriss auf, siehe Abbildung 6-16. Aufgrund der geringen Auftretenswahrscheinlichkeit wird dieser Anrissort nicht als charakteristisch für die Belastungsrichtung angesehen.

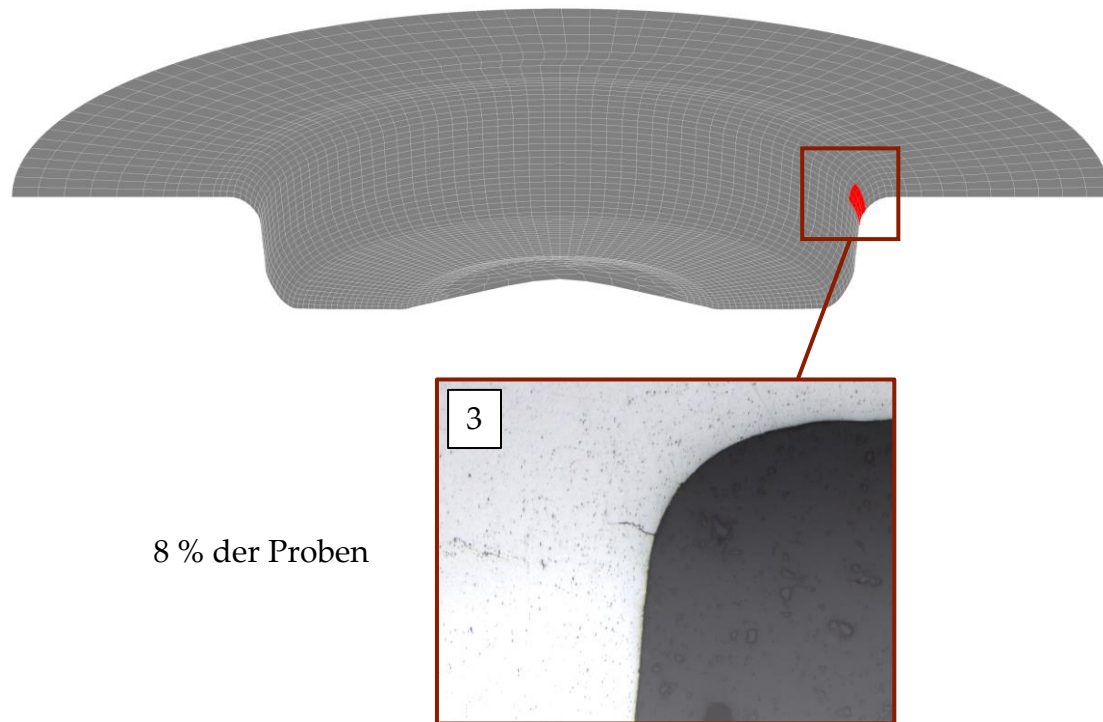


Abbildung 6-16: Anrissorte an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 30^\circ$  und  $R = 0$ , Schliffbild aus [Otro 20]

Die rechnerischen Anrissorte sind in Abbildung 6-17 dargestellt. Für alle Vergleichsspannungen ergibt sich im Biegeradius ein großer Anrissbereich, in den auch der experimentelle Anriss fällt. Trotzdem ist die rechnerische Abschätzung für die Unterseite des matrizenseitigen Blechs nicht zutreffend, da dort mehr experimentelle Anrisse zu erwarten gewesen wären.

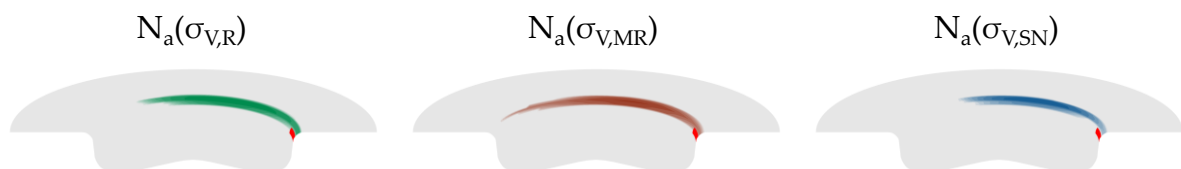


Abbildung 6-17: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 30^\circ$  und  $R = 0$

An der Oberseite des matrizenseitigen Blechs treten zwei weitere Anrissorte auf, siehe Abbildung 11-6 im Anhang. Anrissort 4 ist in drei Proben zu finden, wird allerdings aus in Abschnitt 6.2.2.1 beschriebenen Gründen nicht zur Validierung des Simulationsmodells verwendet. Anrissort 5 an der Nietspitze tritt in einer Probe auf. Dieser ist vermutlich auf eine schlechte Qualität des Fügepunkts zurückzuführen. In dieser Probe ist der Stanzniet deutlich stärker gestaucht. Dies ist gut beim Vergleich der Restbodendicken der Schliffbilder von Anrissort 4 und 5 zu erkennen, die den gleichen Maßstab aufweisen. Anrissort 4 ist daher kein charakteristischer Anrissort für die Fügepunkte aus Stanznieten I [Mesc 16]. Rechnerisch werden an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs keine Anrisse nachgewiesen.

#### 6.2.2.4 $\vartheta = 60^\circ, R = -1$

Bei einem Lasteinleitungswinkel von  $60^\circ$  und einem Spannungsverhältnis von  $R = -1$  werden mit vier Versuchen Anrissorte ermittelt, [Otro 20]. Lediglich in zwei dieser vier Proben lassen sich Anrissorte detektieren, von denen keine am gleichen Ort liegen, sodass sich kein charakteristischer Anrissort definieren lässt. In Abbildung 6-18 sind daher nur die Rissausgangsorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs dargestellt. In Abbildung 6-19 sind die rechnerischen Anrissorte bei Auswertung der drei Vergleichsspannungen gezeigt. Die Radialspannung und die Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der Radialspannung geben die experimentellen Anrissorte schlecht wieder. Ein Anrissort wird vorhergesagt, während die anderen außerhalb des rechnerischen Bereichs liegen. Die skalierte Normalspannung gibt die Anrissorte besser wieder. Hier liegen zusätzlich noch Anrissorte am Rand des rechnerischen Bereichs.

An der Oberseite des matrizenseitigen Blechs wird nur ein Anriss im Querschliff entdeckt, der allerdings aufgrund der Symmetrie zweifach eingetragen wird, siehe Abbildung 6-20. Dieser Anrissort wird rechnerisch nur von der skalierten Normalspannung wiedergegeben, siehe Abbildung 6-21.

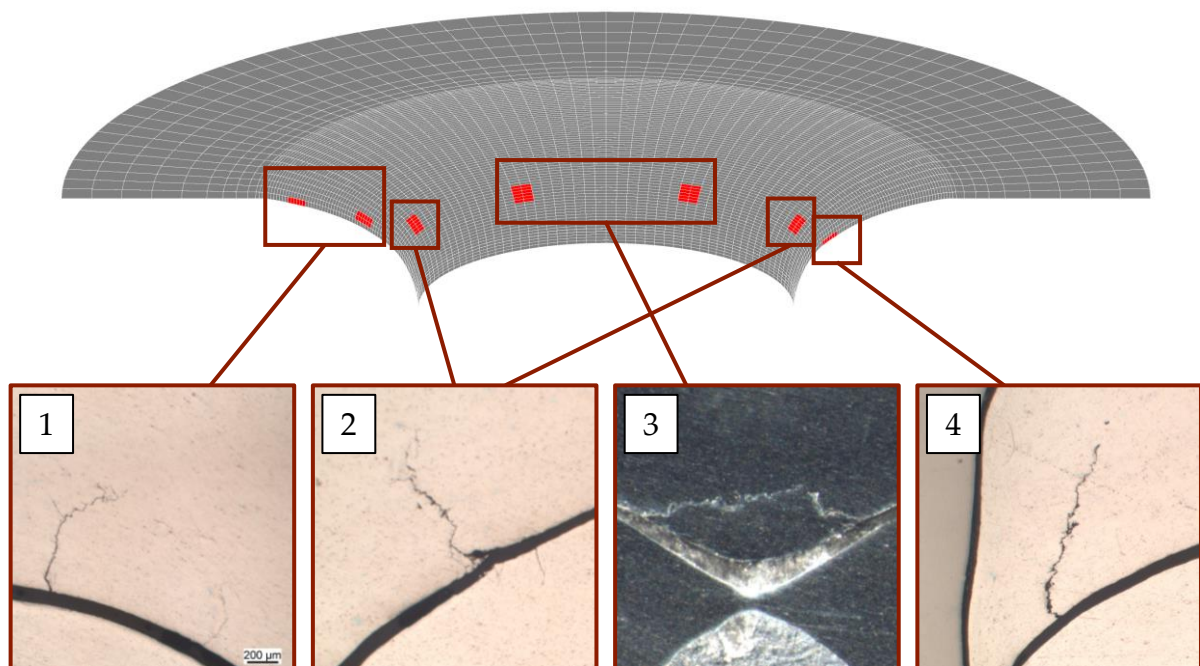


Abbildung 6-18: Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = -1$ , Schlichtbilder aus [Otro 20]

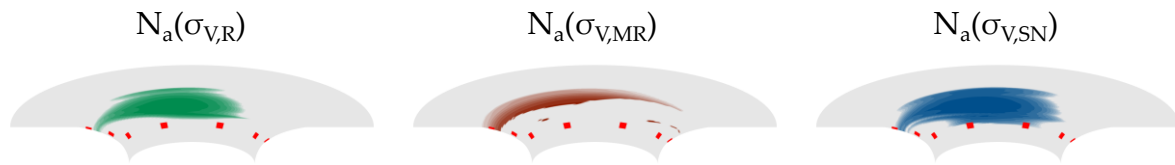


Abbildung 6-19: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = -1$

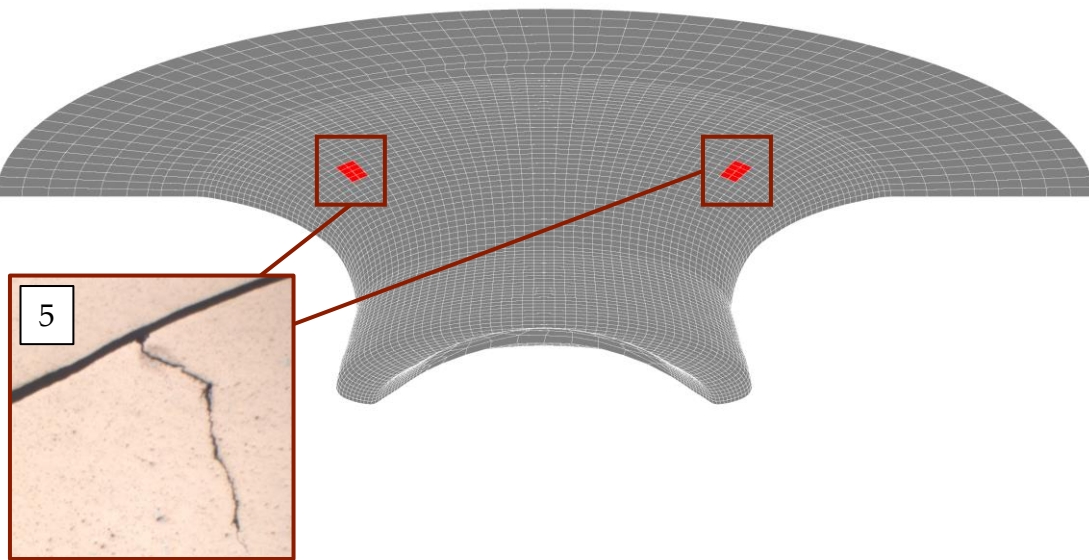


Abbildung 6-20: Anrissorte an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = -1$ , Schliffbilder aus [Otro 20]

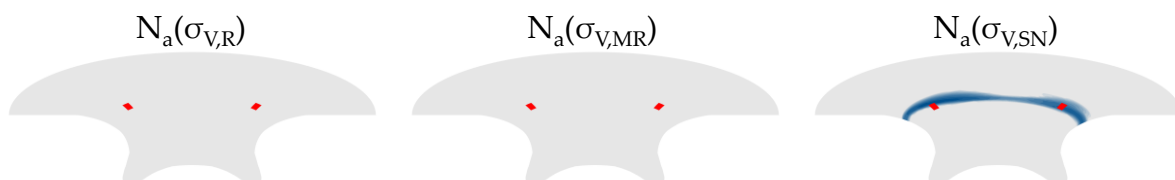


Abbildung 6-21: Rechnerische Anrissorte an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = -1$

Zusätzlich tritt in zwei Proben ein Riss vergleichbar mit Anrissort 3 bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = -1$  auf, siehe Abbildung 6-9. Dieser dient, wie in Abschnitt 6.2.2.1 beschrieben, nicht zur Validierung des Berechnungskonzepts. Der Riss endet an der Außenseite des matrizenseitigen Blechs, an der Stelle, an der sich auch rechnerisch ein Anrissort ergibt, siehe Abbildung 6-22. Da es sich nicht um Rissausgangsorte handelt, werden diese nicht gekennzeichnet.

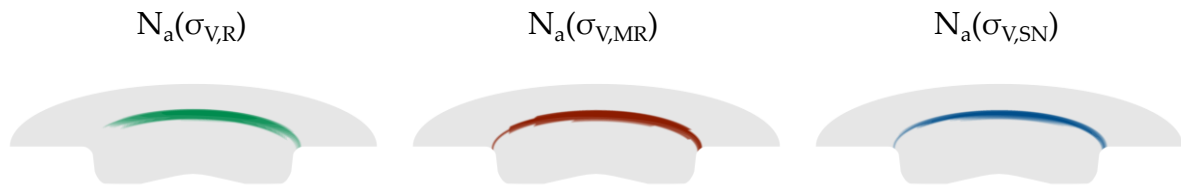


Abbildung 6-22: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = -1$

#### 6.2.2.5 $\vartheta = 60^\circ$ , $R = 0$

In [Otro 20] werden je vier Proben auf drei Laststufen bei einem Lasteinleitungswinkel von  $\vartheta = 60^\circ$  und einem Lastverhältnis von  $R = 0$  bis zum Anriss geprüft und anschließend die Anrissorte mit Schliffbildern ermittelt. Die Schliffbilder werden dabei immer in der Längs- und Querebene erstellt. Von den zwölf untersuchten Proben wird in elf Proben ein Anriss detektiert. Diese treten ausschließlich im stempel- und matrizenseitigen Blech auf. Der charakteristische Anrissort im stempelseitigen Blech liegt im Kontaktbereich zum matrizenseitigen Blech und ist in sechs Proben im Querschliff zu finden, vgl. Anrissort 2 in Abbildung 6-23. In einer Probe tritt dieser Anrissort zusätzlich im Längsschliff auf (Anrissort 1). Es ist davon auszugehen, dass der Anriss im Bereich des Querschliffs entstanden und in den Längsschliff gewachsen ist. Als charakteristischer Rissausgangsort wird daher der Querschliff gesehen und mit einem roten Bereich markiert.

Die rechnerischen Anrissorte sind zusammen mit dem charakteristischen Bereich in Abbildung 6-24 dargestellt. Die beste Übereinstimmung zwischen rechnerischem und experimentellem Anrissort ergibt sich für die skalierte Normalspannung, wohingegen bei der Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der Radialspannung die berechneten und experimentellen Anrissorte nicht gut übereinstimmen.

Im matrizenseitigen Blech treten in acht Proben Anrisse einseitig und beidseitig im Kontaktbereich mit dem Stanzniet auf, siehe Abbildung 11-7 im Anhang. In vier dieser acht Proben ist derselbe Anrissort auch im Querschliff zu finden. Dieser Anrissort wird nicht zur Validierung verwendet, siehe Abschnitt 6.2.2.1. Rechnerisch ergibt sich für alle drei Vergleichsspannungen ein weiterer Anriss an der Außenseite des matrizenseitigen Blechs, siehe Abbildung 6-25. An diesem Ort liegen zwar häufig Risse in den Schliffbildern vor, allerdings handelt es sich dabei vermutlich nicht um den Rissausgangsort, der auf der Innenseite (Rissort 3) des matrizenseitigen Blechs liegt, vgl. Abbildung 11-7.



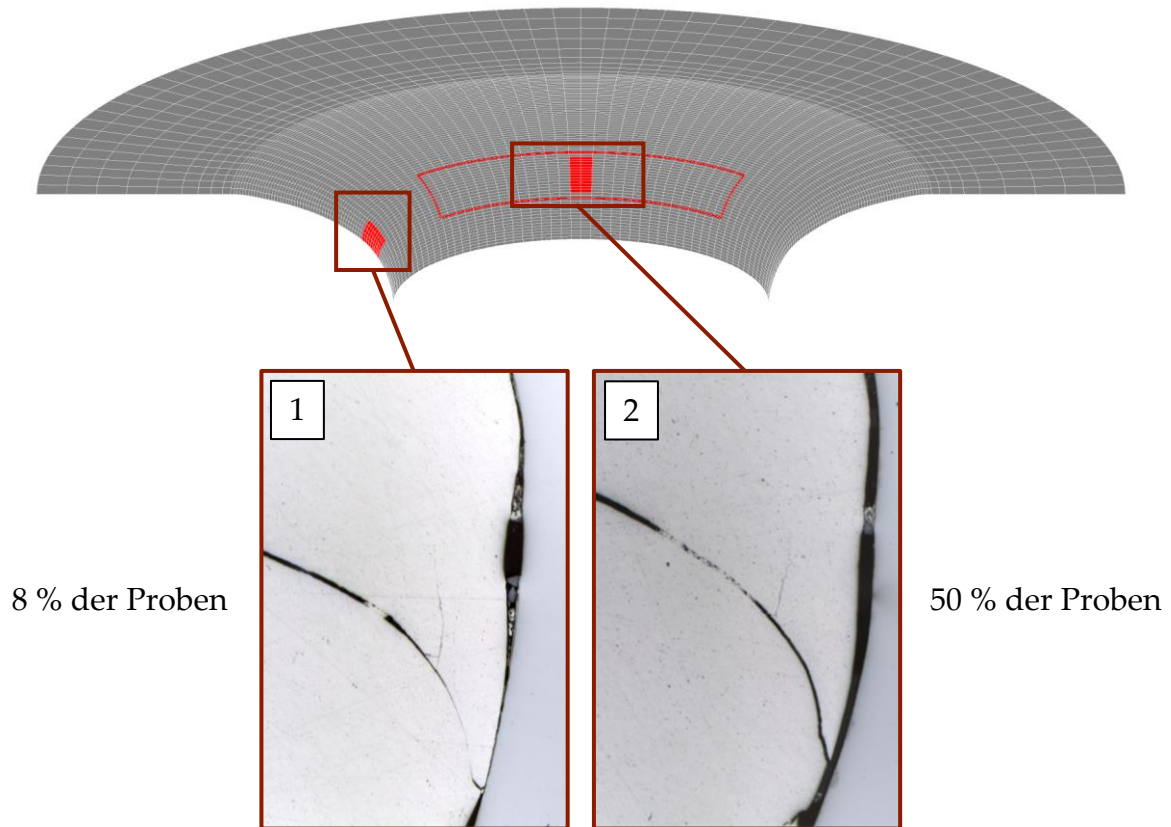


Abbildung 6-23: Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = 0$

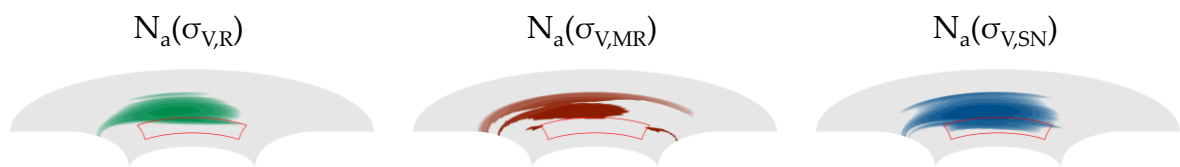


Abbildung 6-24: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des stempelseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = 0$

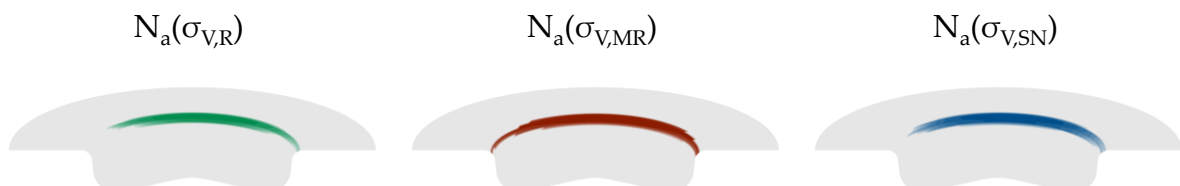


Abbildung 6-25: Rechnerische Anrissorte an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$  und  $R = 0$

#### 6.2.2.6 Zusammenfassung zur experimentellen und rechnerischen Lage der Anrissorte

In den vorausgegangenen Abschnitten wurden die rechnerischen und experimentellen Anrissorte miteinander verglichen. In Tabelle 6-8 werden die Anrissorte abhängig

von der verwendeten Art der Vergleichsspannung bewertet. Folgende Symbole werden verwendet:

- + rechnerischer und experimenteller Anrissort stimmen gut überein
- o rechnerischer und experimenteller Anrissort liegen nicht weit voneinander entfernt
- rechnerischer und experimenteller Anrissort stimmen nicht überein

Fettgedruckte Anrissorte sind dabei charakteristische Anrissorte, an denen experimentell viele Anrisse auftreten bzw. prägnante rechnerische Anrissorte. Mit der Radialspannung  $\sigma_{V,R}$  kann die Lage der Anrissorte weniger gut abgeschätzt werden. Eine bessere Abschätzung gelingt mit der Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  und am besten ist die skalierte Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$  zur Schätzung der Lage der Anrissorte geeignet. Alle drei Vergleichsspannungen haben gemeinsam, dass sich für Lasteinleitungswinkel  $\vartheta \geq 30^\circ$  ein rechnerischer Anriss an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs ergibt, obwohl experimentell nur in einer von 28 untersuchten Proben ein Anriss an dieser Stelle gefunden werden konnte. Ein Grund für schlechte rechnerische Abschätzungen könnte an nicht korrekten fügetechnischen Eigenspannungen in der Simulation liegen. Diese werden innerhalb der Verbindung durch Übermaße in den Kontakten realisiert, wodurch sich im Biegeradius an der Außenseite des matrizenseitigen Blechs Zugspannungen ergeben. Im Gegensatz dazu ergeben sich in einer Simulation des Fügeprozesses der Aluminium-Aluminium-Verbindung mit dem Modell aus [Mase 19] mit quasistatischem Werkstoffverhalten im Biegeradius für alle Hauptspannungskomponenten Druckspannungen. Eine rechnerische Lebensdauerabschätzung für diesen Anrissort ist daher nicht möglich und auf Basis der experimentellen Untersuchungen auch nicht nötig, da dieser Ort nur sehr selten als Versagensort auftritt. Im folgenden Abschnitt wird daher die Auswertung der rechnerischen Lebensdauer ohne Berücksichtigung der Außenseite des matrizenseitigen Blechs erneut durchgeführt.

Tabelle 6-8: Zusammenfassung zur Bewertung der rechnerischen Anrissorte

Belastung	Ort	$\sigma_{V,R}$	$\sigma_{V,MR}$	$\sigma_{V,SN}$
$\vartheta = 0^\circ$ R = -1	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b>	-	+	<b>o</b>
$\vartheta = 0^\circ$ R = 0	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b> Oberseite matrizenseitiges Blech	<b>o</b> -	+	+
$\vartheta = 30^\circ$ R = 0	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b> <b>Unterseite matrizenseitiges Blech</b>	<b>o</b> <b>o</b>	<b>o</b> <b>o</b>	+
$\vartheta = 60^\circ$ R = -1	Unterseite stempelseitiges Blech Oberseite matrizenseitiges Blech <b>Unterseite matrizenseitiges Blech</b>	o - -	o - -	+
$\vartheta = 60^\circ$ R = 0	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b> <b>Unterseite matrizenseitiges Blech</b>	<b>o</b> -	- -	+

### 6.2.3 Verbindung Aluminium - Aluminium ohne Außenfläche

In diesem Abschnitt wird das Vorgehen aus Abschnitt 6.2.1 zur Bestimmung der Reibwerte  $\mu$  in der Aluminium-Aluminium-Verbindung ohne Auswertung der Außenseite des matrizenseitigen Blechs wiederholt. Auf die rechnerischen Lebensdauern bei  $\vartheta = 0^\circ$  mit  $R = -1$  und  $R = 0$  und  $\vartheta = 30^\circ$  mit  $R = -1$  hat dies keinen Einfluss, da der Ort mit der geringsten Lebensdauer nie an der Außenseite des matrizenseitigen Blechs liegt. Als Startwerte werden wie in Abschnitt 6.2.1  $\mu_{\text{Alu-Alu}} = 1,73$  und  $\mu_{\text{Alu-Niet}} = 0,6$  verwendet. Dadurch entsprechen die Parameterkombinationen O1 bis O9 in Tabelle 6-9 denen von R1 bis R9. Beim Vergleich der Parameterkombinationen O und R, beispielsweise O1 und R1, ist der Mittelwert  $m$  bei allen Vergleichsspannungen erwartungsgemäß kleiner. Für die Radialspannung sinkt die Streuspanne  $T$ , für  $\sigma_{V,MR}$  und  $\sigma_{V,SN}$  steigt  $T$  leicht an.

Die kleinste Streuspanne für die Radialspannung ergibt sich im dritten Iterationsschritt für die Parameterkombination O16 mit  $T = 5,7$  und idealem  $m = 1,0$ . Durch die nicht Berücksichtigung der Außenfläche des matrizenseitigen Blechs kann im Vergleich zu R5 mit  $T = 8,3$  eine deutlich geringe Streuspanne erreicht werden. Für die vorzeichenbehaftete Mises-Vergleichsspannung ergibt sich im zweiten Iterationsschritt für O12 ein  $T = 4,9$  und damit eine leicht größere Streuspanne im Vergleich mit  $T = 4,4$  bei R19. Selbes gilt für die skalierte Normalspannung: Im zweiten Iterationsschritt ergibt sich für O11  $T = 6,8$ , das größer im Vergleich zu R20 mit  $T = 5,7$  ist.

Ein erneuter Vergleich der Anrissorte ist nicht notwendig. Die Beanspruchungsverteilungen in den einzelnen Flächen ändern sich im Vergleich zu Abschnitt 6.2.2 nur marginal, sodass sich die zusammenfassende Tabelle 6-8 bis auf die Unterseite des matrizenseitigen Blechs nicht ändert, siehe

Tabelle 6-11. Für die skalierte Normalspannung ergibt sich ohne die Außenseite des matrizenseitigen Blechs in fast allen Fällen eine gute rechnerische Abschätzung der Anrissorte. Beispielhaft sind die rechnerischen Lebensdauern der Parameterkombination O11 bei Auswertung der skalierten Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$  im  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm in Abbildung 6-26 dargestellt.



Tabelle 6-9: Reibwerte für FE-Simulation mit Verbindung Aluminium-Aluminium

Nr.	$\mu_{\text{Alu-Alu}}$	$\mu_{\text{Alu-Niet}}$	Iteration
O1	1,73	0,60	Start
O2	2,08	0,60	
O3	1,73	0,72	
O4	2,08	0,72	
O5	1,44	0,60	
O6	1,73	0,50	1.
O7	1,44	0,50	
O8	2,08	0,50	
O9	1,44	0,72	
O10	1,73	0,86	
O11	2,08	0,86	
O12	1,44	0,86	
O13	2,50	0,72	2.
O14	2,50	0,86	
O15	2,50	0,60	
O16	1,73	1,03	
O17	2,08	1,03	
O18	1,44	1,03	
O19	1,20	0,86	3.
O20	1,20	0,72	
O21	1,20	1,03	
O22	2,50	1,03	
O23	1,73	1,24	
O24	2,08	1,24	4.
O25	1,44	1,24	

Tabelle 6-10: Mittelwerte und Streuspannen in Abhängigkeit vom Reibwert

Nr.	Radialspannung $\sigma_{V,R}$		Vorzeichenb. Mises $\sigma_{V,MR}$		Skalierte Normal- spannung $\sigma_{V,SN}$	
	m	T	m	T	m	T
O1	1,0	6,2	1,6	7,2	2,0	7,7
O2	1,0	6,7	1,8	10,5	1,7	7,3
O3	1,0	6,3	1,7	5,0	2,0	7,8
O4	0,9	6,2	1,7	11,1	1,7	6,9
O5	1,1	7,1	1,7	7,1	2,1	7,8
O6	1,0	6,2	1,6	7,5	1,9	7,9
O7	1,1	8,9	1,8	6,7	2,2	9,3
O8	1,0	6,3	1,8	10,1	1,7	7,3
O9	1,1	8,1	1,7	7,1	2,2	9,0
O10	1,0	5,8	1,6	7,3	1,8	7,1
O11	0,9	6,3	1,6	10,0	1,6	6,8
O12	1,1	7,5	1,8	4,9	2,1	8,7
O13	0,9	10,2	1,6	17,4	1,4	9,7
O14	0,9	10,0	1,5	16,8	1,3	9,5
O15	0,8	10,2	1,6	21,2	1,4	10,2
O16	1,0	5,7	1,7	7,0	1,6	7,1
O17	0,9	6,3	1,7	9,2	1,4	6,8
O18	1,0	8,1	1,8	5,2	2,0	8,6
O19	1,2	6,4	1,9	5,6	2,3	8,3
O20	1,2	7,3	1,8	5,4	2,3	8,5
O21	1,2	6,5	1,9	5,9	2,2	8,4
O22	0,9	9,5	1,6	22,9	1,3	9,6
O23	1,0	5,9	X		X	
O24	0,9	6,2				
O25	1,1	7,6				

Tabelle 6-11: Zusammenfassung zur Bewertung der rechnerischen Anrissorte

Belastung	Ort	$\sigma_{V,R}$	$\sigma_{V,MR}$	$\sigma_{V,SN}$
$\vartheta = 0^\circ$ $R = -1$	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b>	-	+	<b>o</b>
$\vartheta = 0^\circ$ $R = 0$	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b> Oberseite matrizenseitiges Blech	<b>o</b> -	+	+
$\vartheta = 30^\circ$ $R = 0$	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b>	<b>o</b>	<b>o</b>	+
$\vartheta = 60^\circ$ $R = -1$	Unterseite stempelseitiges Blech Oberseite matrizenseitiges Blech	<b>o</b> -	<b>o</b> -	+
$\vartheta = 60^\circ$ $R = 0$	<b>Unterseite stempelseitiges Blech</b>	<b>o</b>	-	+

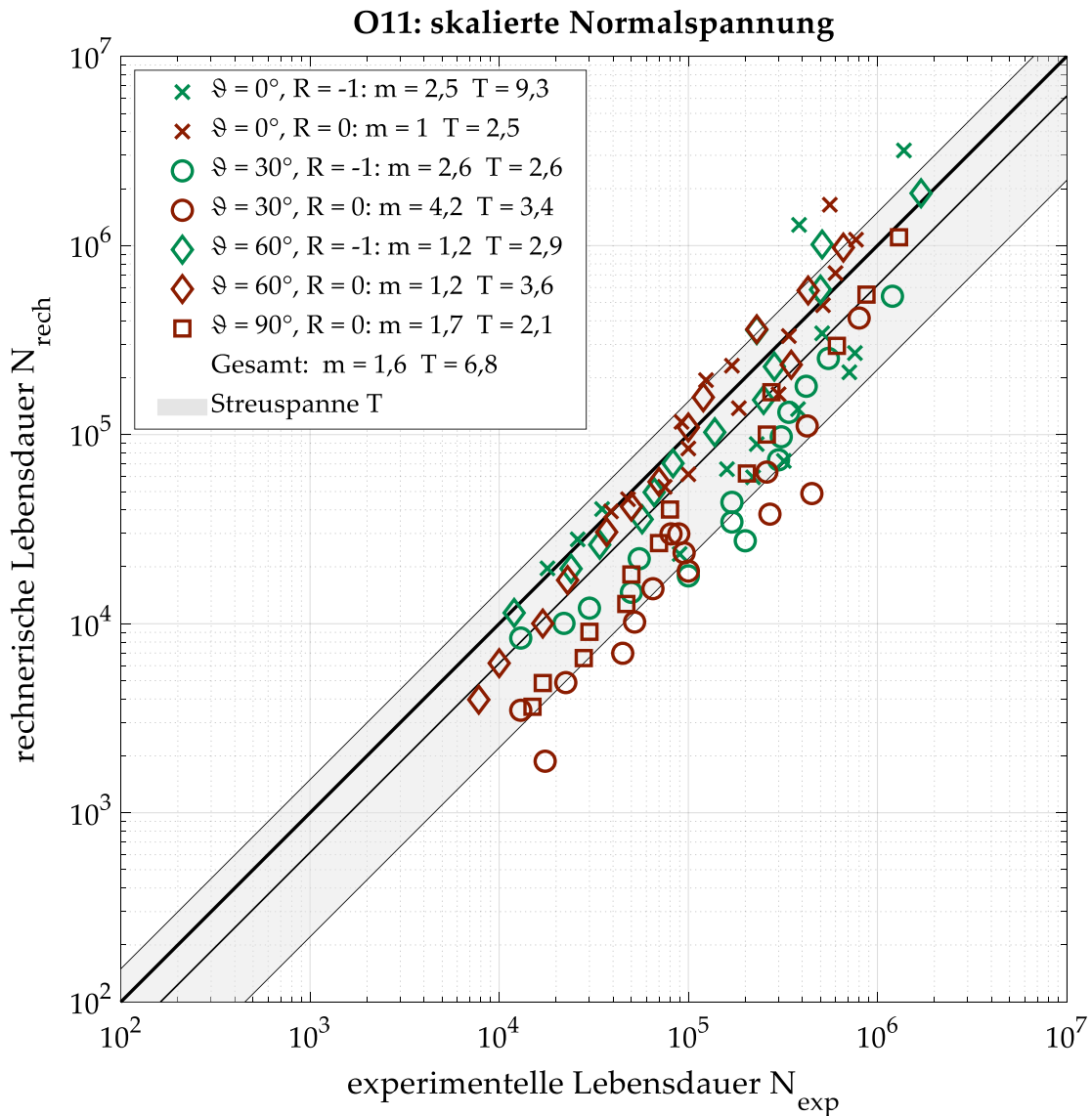


Abbildung 6-26:  $N_{rech}$ - $N_{exp}$ -Diagramm: Parameter O11 mit Auswertung der skalierten Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$

Die Ergebnisse zeigen, dass sich auch ohne Auswertung der Außenseite des matrizen-seitigen Blechs gute Streuspannen ergeben und die Anrissorte besser wiedergegeben werden können. Im Folgenden wird daher die Außenseite des matrizen-seitigen Blechs nicht weiter betrachtet. Für den nächsten Abschnitt sollen die hier ermittelten Reibwerte  $\mu_{\text{Alu-Alu}}$  und  $\mu_{\text{Alu-Niet}}$  übernommen werden. In Tabelle 6-12 sind die besten Parameterkombinationen zusammengefasst. Dabei ergeben sich zwei unterschiedliche  $\mu_{\text{Alu-Niet}}$ . Um den Simulationsaufwand auf die Hälfte zu reduzieren, wird für  $\sigma_{V,R}$  nicht die beste Parameterkombination O16, sondern die zweitbeste O10 verwendet. Damit ergibt sich für alle Arten der Vergleichsspannung  $\mu_{\text{Alu-Niet}} = 0,86$  und  $\mu_{\text{Alu-Alu}}$  nach Tabelle 6-12.

Tabelle 6-12: Zusammenfassung der besten Parameterkombinationen

Beanspruchung	Parameter	$\mu_{\text{Alu-Alu}}$	$\mu_{\text{Alu-Niet}}$	m	T
$\sigma_{V,R}$	O10	1,73	0,86	1,0	5,8
$\sigma_{V,MR}$	O12	1,44	0,86	1,8	4,9
$\sigma_{V,SN}$	O11	2,08	0,86	1,6	6,8

#### 6.2.4 Alle Werkstoffkombinationen

In diesem Abschnitt werden alle Versuche an KS2-Proben aus [Mesc 16] mit drei Werkstoffkombinationen berücksichtigt, um die fehlenden Reibwerte  $\mu_{\text{Alu-Stahl}}$  und  $\mu_{\text{Stahl-Niet}}$  zu bestimmen. Der Reibwert  $\mu_{\text{Alu-Niet}} = 0,86$  wird aus dem vorherigen Abschnitt übernommen, der Reibwert  $\mu_{\text{Alu-Alu}}$  aus Tabelle 6-12 abhängig von der Art der Vergleichsspannung gewählt. Tabelle 6-13 zeigt die untersuchten Reibparameterkombinationen.

Tabelle 6-13: Reibwerte für FE-Simulation aller Verbindungen

Nr.	$\mu_{\text{Alu-Stahl}}$	$\mu_{\text{Stahl-Niet}}$	$\mu_{\text{Alu-Niet}}$	Iteration
A1	0,72	0,72	0,86	Start
A2	0,86	0,72	0,86	
A3	0,72	0,86	0,86	
A4	0,86	0,86	0,86	
A5	0,60	0,72	0,86	
A6	0,72	0,60	0,86	1.
A7	0,60	0,60	0,86	
A8	0,60	0,86	0,86	
A9	0,86	0,60	0,86	

Unabhängig von der Art der Vergleichsspannung ergeben sich für die Mischverbindungen aus Aluminium und Stahl kleinere Mittelwerte m als bei der artreinen Aluminiumverbindung, wobei gilt  $m_{\sigma_{V,R}} < m_{\sigma_{V,MR}} < m_{\sigma_{V,SN}}$ . Dadurch liegen die Punktwolken der Mischverbindung nicht über der der Aluminium-Aluminium-Verbindung und die

Streuspanne über alle Versuchsergebnisse steigt im Vergleich zur Aluminium-Aluminium-Verbindung an. Bei Auswertung der Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  ergeben sich auch in den einzelnen Verbindungen Aluminium-Stahl und Stahl-Aluminium erhöhte Streuspannen, da vermehrt Singularitäten wie bei der Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,M}$  auftreten, siehe Abbildung 6-4. Tabelle 6-14 zeigt die sich ergebenden Mittelwerte und Streuspannen bei Auswertung aller KS2-Proben aus dem Projekt Stanznieten I [Mesc 16]. Für die Radialspannung  $\sigma_{V,R}$  und die skalierte Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$  ergibt sich die geringste Streuspanne bei der Ausgangsparameterkombination A1, für die Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{V,MR}$  für A7. Stichprobenartige Simulationen für andere Parameterkombinationen ergeben keine signifikante Verbesserung der Streuspanne für  $\sigma_{V,MR}$ . Daher wird kein weiterer Iterationsschritt durchgeführt.

Tabelle 6-14: Mittelwerte und Streuspannen in Abhängigkeit vom Reibwert

Nr.	Radialspannung $\sigma_{V,R}$		Vorzeichenb. Mises $\sigma_{V,MR}$		Skalierte Normal- spannung $\sigma_{V,SN}$	
	m	T	m	T	m	T
A1	0,4	19,9	0,7	27,5	0,9	8,7
A2	0,4	23,1	0,7	29,8	0,8	8,9
A3	0,4	20,1	0,8	28,5	0,9	9,0
A4	0,4	24,7	0,7	27,5	0,9	9,2
A5	0,4	24,1	0,8	19,8	1,0	8,9
A6	0,4	20,0	0,7	27,4	0,9	8,7
A7	0,4	22,9	0,8	19,7	1,0	9,1
A8	0,4	20,7	0,8	20,1	1,0	9,1
A9	0,4	23,8	0,7	29,8	0,8	8,9

Für die skalierte Normalspannung ergeben sich deutlich kleinere Streuspannen als für die anderen Vergleichsspannungsarten, die offensichtlich für die allgemeine Beschreibung von Beanspruchungen in SPR-Verbindungen weniger geeignet sind. Als Vergleichsspannung wird daher die skalierte Normalspannung mit folgenden Reibparametern empfohlen:

- $\mu_{\text{Alu-Alu}} = 2,08$
- $\mu_{\text{Alu-Niet}} = 0,86$
- $\mu_{\text{Alu-Stahl}} = 0,72$
- $\mu_{\text{Stahl-Niet}} = 0,72$

Wie bereits in Abbildung 6-6 gezeigt, sei hier nochmal auf den sensiblen Einfluss der Reibwerte auf die rechnerischen Lebensdauern bei  $\vartheta = 0^\circ$  hingewiesen. Damit im Zusammenhang steht ein starker Einfluss der experimentellen Lebensdauern bei  $\vartheta = 0^\circ$  auf die ermittelten Reibwerte.

Abbildung 6-27 zeigt das  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm für die empfohlene Auswertemethode. Die Ergebnisse liegen im Mittel mit  $m = 0,9$  leicht auf der unsicheren Seite, die Streuspanne beträgt  $T = 8,7$ . Die Streuung der rechnerischen Lebensdauern bezogen auf die experimentellen Lebensdauern folgt dabei einer logarithmischen Normalverteilung, siehe annähernd linearer Verlauf im Wahrscheinlichkeitsnetz in Abbildung 6-28. Den einzelnen Ergebnissen wird eine Wahrscheinlichkeit nach Rossow zugewiesen, siehe Gleichung 3-37. Die Ausfallwahrscheinlichkeit ergibt sich bei  $N_{\text{exp}}/N_{\text{rech}} = 1$  zu  $P_A = 54 \%$ . Die Streuspanne von  $T = 8,7$  ist auch in diesem Diagramm noch einmal visualisiert.

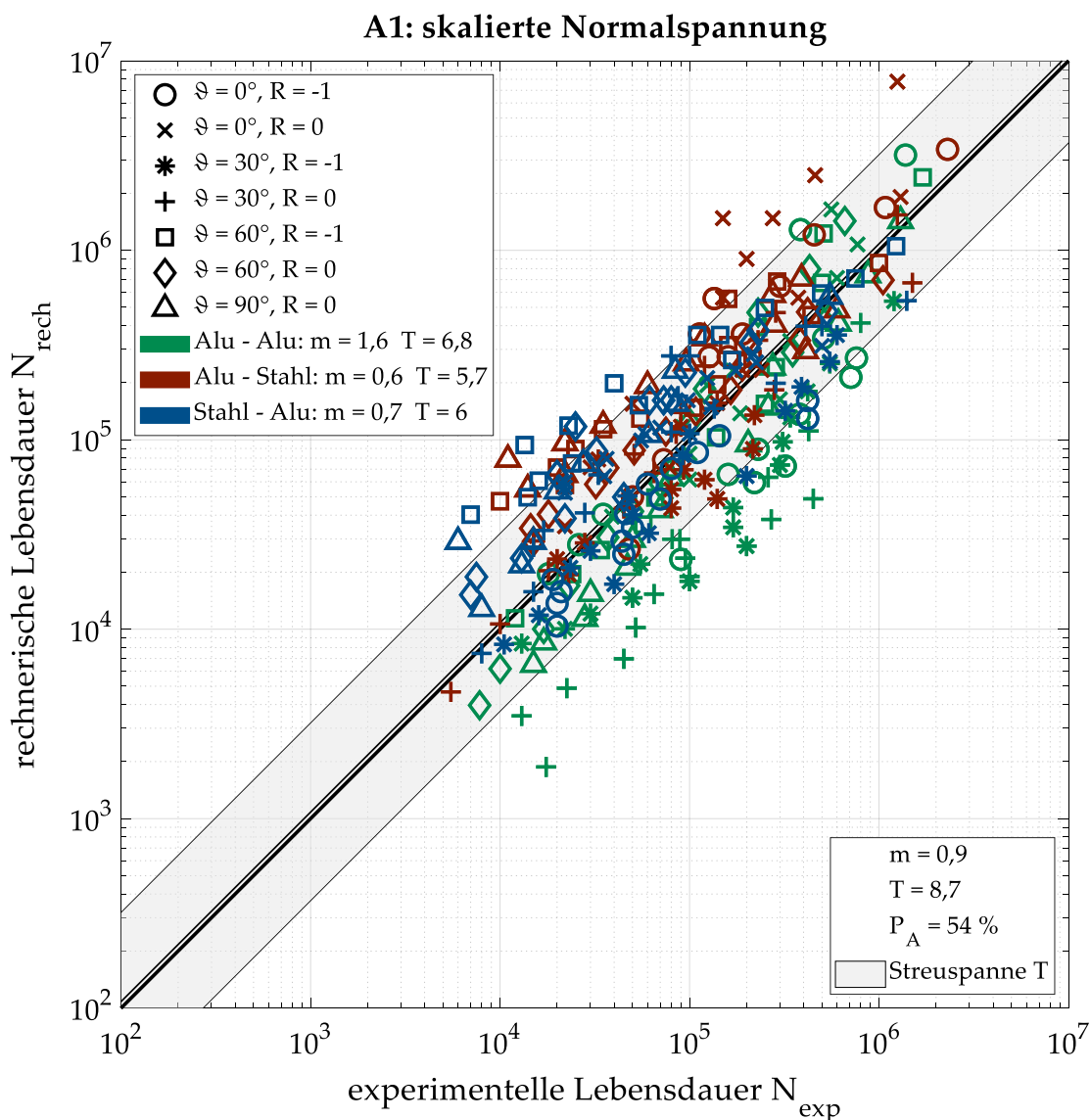


Abbildung 6-27:  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm: Parameter A1 mit Auswertung der skalierten Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$

Ein Vergleich der Anrissorte wie bei der Aluminiumverbindung in Abschnitt 6.2.2 wird für die Mischverbindungen nicht durchgeführt. Nur in einem kleinen Teil der Schlifffbilder im Projekt Stanznieten II [Otro 20] werden Anrisse detektiert, womit es

nicht möglich ist, charakteristische Anrissorte zu bestimmen. Außerdem schwankt die Qualität des Fügepunkts, insbesondere die Nietkopfdlage, wodurch sich auch sehr große Streuungen in den Anrisschwingspielzahlen ergeben.

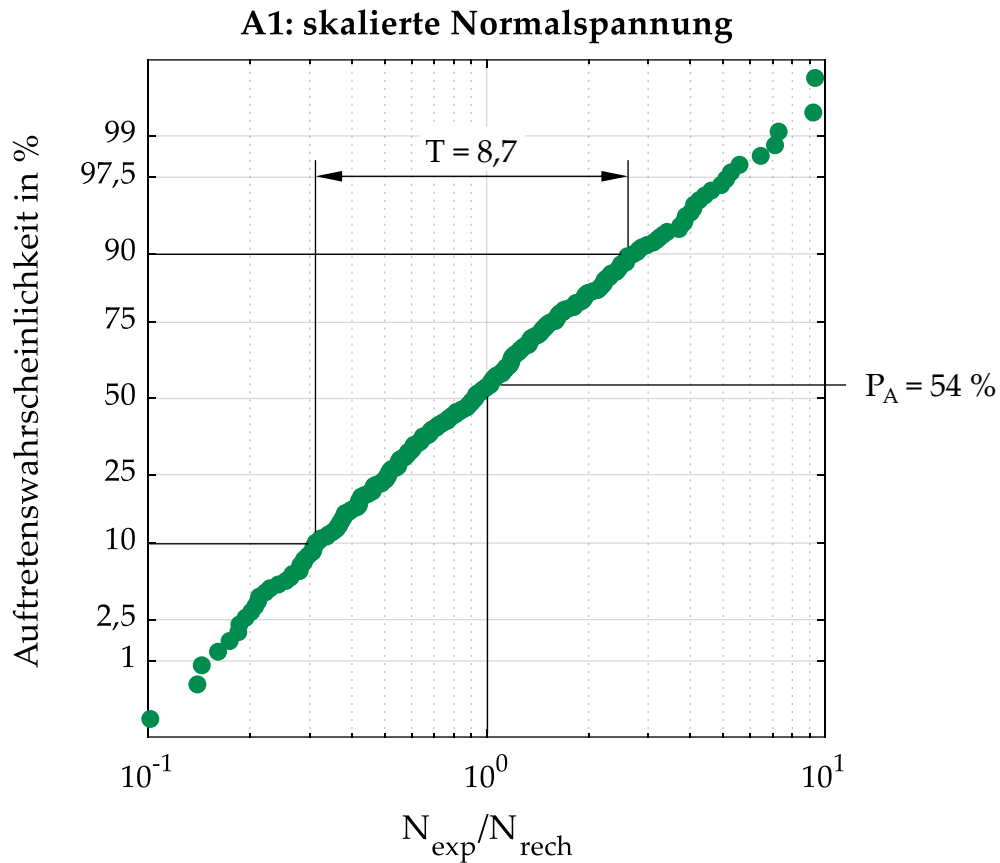


Abbildung 6-28: Verhältnis  $N_{\text{exp}}/N_{\text{rech}}$  der Parameterkombination A1 mit Auswertung der skalierten Normalspannung  $\sigma_{V,SN}$  im Wahrscheinlichkeitsnetz

Mit den in diesem Kapitel bestimmten Übermaß- und Reibparametern zeigt das in Kapitel 4 und 5 vorgestellte Konzept eine gute Treffsicherheit. Im Mittel weichen rechnerische und experimentelle Lebensdauern mit  $m = 0,9$  wenig voneinander ab. Auch die Streuung um den Mittelwert ist mit einer Streuspanne von  $T = 8,7$  gering. Im folgenden Kapitel 7 wird das Konzept zur Validierung auf Versuchsergebnisse angewendet, die bei der Ermittlung der Parameter in diesem Kapitel nicht berücksichtigt wurden.





## 7 Bewertung des Konzepts

In diesem Kapitel wird zunächst das beschriebene Konzept validiert, in dem es auf andere Versuchsergebnisse, die nicht zur Erstellung des Konzepts verwendet wurden, angewendet wird. Anschließend wird das Sicherheitskonzept der FKM-Richtlinie Nichtlinear [Fied 19] auf die Datenbasis angewendet, um eine geringe Ausfallwahrscheinlichkeit für die rechnerischen Lebensdauern zu erreichen.

### 7.1 Validierung des Konzepts

Zur Validierung des Konzepts werden Versuche an einschnittig überlappten Scherzugproben (EÜP) nach [DVS 3480] mit denselben drei Werkstoffkombinationen durchgeführt, siehe Abbildung 3-4 mit einer Breite  $b$  von 45 mm, einer freien Einspannlänge  $l_e$  von 95 mm und einer Überlappungslänge  $l_u$  von 18 mm. Diese zeichnen sich durch eine realitätsnahe Beanspruchung des Fügepunkts aus, da sich eine Mischbelastung aus Scherzug, Kopfzug und Schälzug ergibt. Die Prüfung erfolgt mit einem servohydraulischen Prüfstand durch axiale Belastung. Für die Einspannung wird ein hydraulisches Keilspannzeug verwendet, in dem der Versatz zwischen den beiden Fügeblechen ausgeglichen wird, siehe Abbildung 7-1. Die Länge zwischen den Spannbacken beträgt 95 mm, wodurch die Mitte des Fügepunkts 47,5 mm Abstand zu den Spannbacken hat. Während der Versuche ist die Kraft die geregelte Größe. Der Weg, um den der Hydraulikzylinder verfahren wird, wird zusätzlich für die Definition eines Ausfallkriteriums aufgezeichnet. Die Versuche werden bis zum Bruch gefahren. Bruchbilder der Versuche sind in [Otro 20] zu finden. Die Anrisschwingspielzahl wird aus der Änderung des Schwingwegs bestimmt. Dieses Vorgehen ist deutlich weniger sensitiv als die Auswertung des Frequenzverlaufs einer Resonanzprüfmaschine. Daher wird die Anrisschwingspielzahl nicht bei einer bestimmten Wegzunahme definiert, sondern an der Stelle eines Knicks im Verlauf der Wegamplitude über der Schwingspielzahl, die i.d.R. dem Minimum des Wegverlaufs entspricht. Die Lebensdauern sind in Tabelle 11-17 und die Kennwerte zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden in Tabelle 11-18 im Anhang zusammengefasst.



Abbildung 7-1: Einschnittig überlappte Scherzugprobe EÜP nach [DVS 3480]

Um das Konzept an weiteren Literaturdaten anwenden zu können, müssen folgende Angaben vorliegen:

- Fügepunktgeometrie als Schliffbild in ausreichender Qualität zur Nachmodellierung
- Zyklische Werkstoffkennwerte oder die Zugfestigkeit der verwendeten Werkstoffe, um diese abzuschätzen zu können
- Anrisslebensdauern

Vor allem der letzte Punkt ist bei vielen Veröffentlichungen nicht gegeben. Tölle und Hahn [Töll 10] untersuchen Versagenskriterien von SPR-Verbindungen unter zyklischer Belastung. Die verwendeten Fügebleche bestehen aus Aluminium EN AW-6014 in zwei unterschiedlichen Dicken von  $t = 1,15$  mm und  $t = 1,50$  mm. Die Fügepunkte sind in Abbildung 7-2 dargestellt. Diese unterscheiden sich, neben den unterschiedlichen Blechdicken, vor allem in der verwendeten Dornhöhe der Matrize im Fügeprozess. Für den Fügepunkt der Bleche mit einer Blechdicke von  $t = 1,50$  mm wird eine Dornhöhe von 0,2 mm verwendet. Im Vergleich dazu ist beim Fügepunkt der Bleche mit einer Blechdicke von  $t = 1,15$  mm die Dornhöhe mit 2 mm deutlich größer. Dadurch unterscheidet sich die Fügepunktgeometrie deutlich von den restlichen in dieser Arbeit betrachteten Fügepunkten. Der Fügepunkt aus Blechen mit  $t = 1,50$  mm wird in KS2-Proben mit Lasteinleitungswinkeln von  $\vartheta = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$  und  $90^\circ$  sowie in einschnittig überlappten Scherzugproben (EÜP) bei  $R = 0,1$  geprüft. Der Fügepunkt aus den Blechen mit  $t = 1,15$  mm wird lediglich in der einschnittig überlappten Scherzugprobe bei  $R = 0,1$  untersucht. Das Fazit der Untersuchungen ist, dass als Abbruchkriterium zur Anrisserkennung die Verwendung eines Frequenzabfalls von 0,1 Hz, wie auch im Projekt Stanznieten I [Mesc 16] verwendet, am besten geeignet ist.

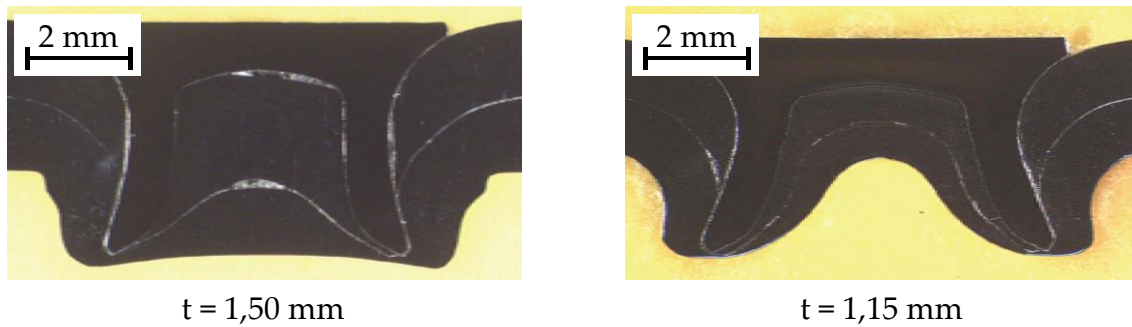


Abbildung 7-2: Fügepunkte aus [Töll 10]

Diese so ermittelten Anrisslebensdauern entsprechen etwa der Hälfte der Gesamtlebensdauer, wobei die Lasthöhe – bis auf eine Ausnahme – keinen großen Einfluss auf dieses Verhältnis hat. Die Ausnahme bilden die Versuche an den KS2-Proben bei  $\vartheta = 0^\circ$  aus Blechen mit  $t = 1,50$  mm. Bei diesen ergibt sich bei hoher Last dieselbe Differenz von Faktor 2 zwischen Anriss- und Versagenslebensdauer, wohingegen die Lebensdauern bei niedriger Last um den Faktor 40 voneinander abweichen. Dies zeigt sich auch in der Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden, die für Bruchschwingspielzahlen  $k = 7,3$  und für Anrisschwingspielzahlen  $k = 2,0$  ist und somit eine Differenz von  $\Delta k = 5,3$  aufweist, siehe Abbildung 7-3. Für alle anderen Verbindungen beträgt die Neigungsdifferenz  $\Delta k$  weniger als 0,5.

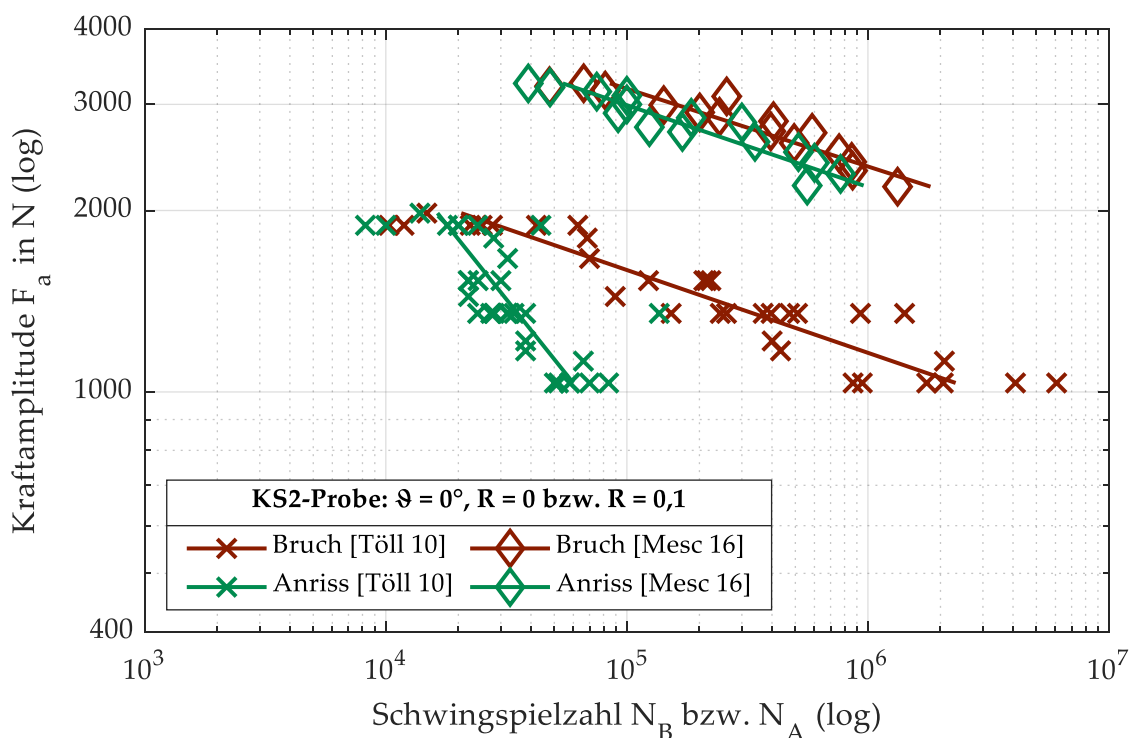


Abbildung 7-3: Vergleich von Anriss- und Bruchlebensdauern

Bei den Versuchen an der artreinen Aluminiumverbindung im Projekt Stanznieten I [Mesc 16] entspricht die Anrisschwingspielzahl ebenfalls ungefähr der halben Bruchschwingspielzahl und das vergleichsweise unabhängig vom Belastungswinkel und von der Belastungshöhe. Die Neigungen weichen auch hier zwischen Anriss und

Bruch um weniger als  $\Delta k = 0,5$  ab, mit der Ausnahme von  $\vartheta = 0^\circ$  bei  $R = -1$ , wo die Differenz  $\Delta k = 1$  beträgt. In Abbildung 7-3 sind die Versuchsergebnisse bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0$  dargestellt, die der Belastungssituation der gezeigten Versuche aus [Töll 10] ähneln. Die Anrisslebensdauern aus [Töll 10] bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0,1$  mit der geringen Neigung von  $k = 2$  und einem damit verbundenem  $\Delta k = 5,3$  sind nicht plausibel und sprechen für ein unzutreffend gewähltes Anrisskriterium für diese Versuche. Diese Versuchsreihe wird daher in der folgenden Validierung nicht berücksichtigt.

Die Mittelspannungsempfindlichkeit und die P-Wöhlerlinie des verwendeten EN AW-6014-T4 werden aus der Zugfestigkeit  $R_m = 202 \text{ MPa}$  [Töll 10] mit Gleichung 3-4 und 3-22 ohne Sicherheit ( $f_{2,5\%} = 1$ ) abgeschätzt, siehe Tabelle 7-1. Als Nietwerkstoff wird 35B2 im vergüteten Zustand verwendet, für den keine Zugfestigkeit bestimmt wird. Für hochfeste Werkstoffe ist die Methode zur Abschätzung der P-Wöhlerlinie [Wäch 16] nicht geeignet. Dies zeigt auch ein Vergleich der experimentellen und abgeschätzten P-Wöhlerlinie von 38B2 in Abbildung 5-1. Daher werden für den Nietwerkstoff, aufgrund der Ähnlichkeit, die Kennwerte des 38B2 verwendet. Auch treten in artreinen Aluminiumverbindungen hauptsächlich elastische Verformungen im Stanzniet auf, sodass leichte Abweichungen in der plastischen Verformung nicht überzubewerten sind.

Tabelle 7-1: Abgeschätzte Werkstoffkennwerte EN AW-6014-T4

M	E	K'	n'	$P_{\text{RAM,Z,WS}}$	$d_1$	$d_2$
0,162	70 GPa	438 MPa	0,128	289 MPa	-0,238	-0,167

In Summe ergeben sich aus den eigenen Versuchen und den von Tölle und Hahn [Töll 10] 162 Einzelversuche, die zur Validierung des Konzepts verwendet werden. Das Verhältnis von experimenteller zu rechnerischer Lebensdauer liegt für diese Versuche im Mittel mit  $m = 1,9$  auf der sicheren Seite. Die Streuspanne ist mit  $T = 5,0$  deutlich geringer als die der Versuche, mit denen das Konzept erstellt wurde, siehe Tabelle 7-2. Für alle 457 Versuchsergebnisse ergibt sich eine Streuspanne von  $T = 8,1$  und eine im Mittel sichere Abschätzung.

Tabelle 7-2: Statistische Größen

Datengruppe	Anzahl	m	T	$P_A$
Konzepterstellung	295	0,9	8,7	56 %
Validierung	162	1,9	5,0	19 %
Gesamt	457	1,2	8,1	41 %

Abbildung 7-4 zeigt im  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm alle verwendeten Versuchsergebnisse. Zu erkennen ist, dass sich die Wertepaare sehr gut um die Winkelhalbierende anordnen. Die Ausfallwahrscheinlichkeit liegt mit  $P_A = 41 \%$  sehr nah an der Zielgröße von  $50 \%$ , siehe Wahrscheinlichkeitsnetz in Abbildung 7-5. Das vorgestellte Konzept ist damit gut geeignet, um Lebensdauern im Zeitfestigkeitsbereich und damit Zeitfestigkeitsgeraden von Fügepunkten für das Versagenskriterium Anriss abzuschätzen. Kritisch zu

sehen ist dabei der Umfang der Datenbank, die mit 457 Versuchen zwar eine hohe Anzahl an Einzelversuchsergebnissen enthält, die aber nur aus der Untersuchung von vier Werkstoffkombinationen stammen.

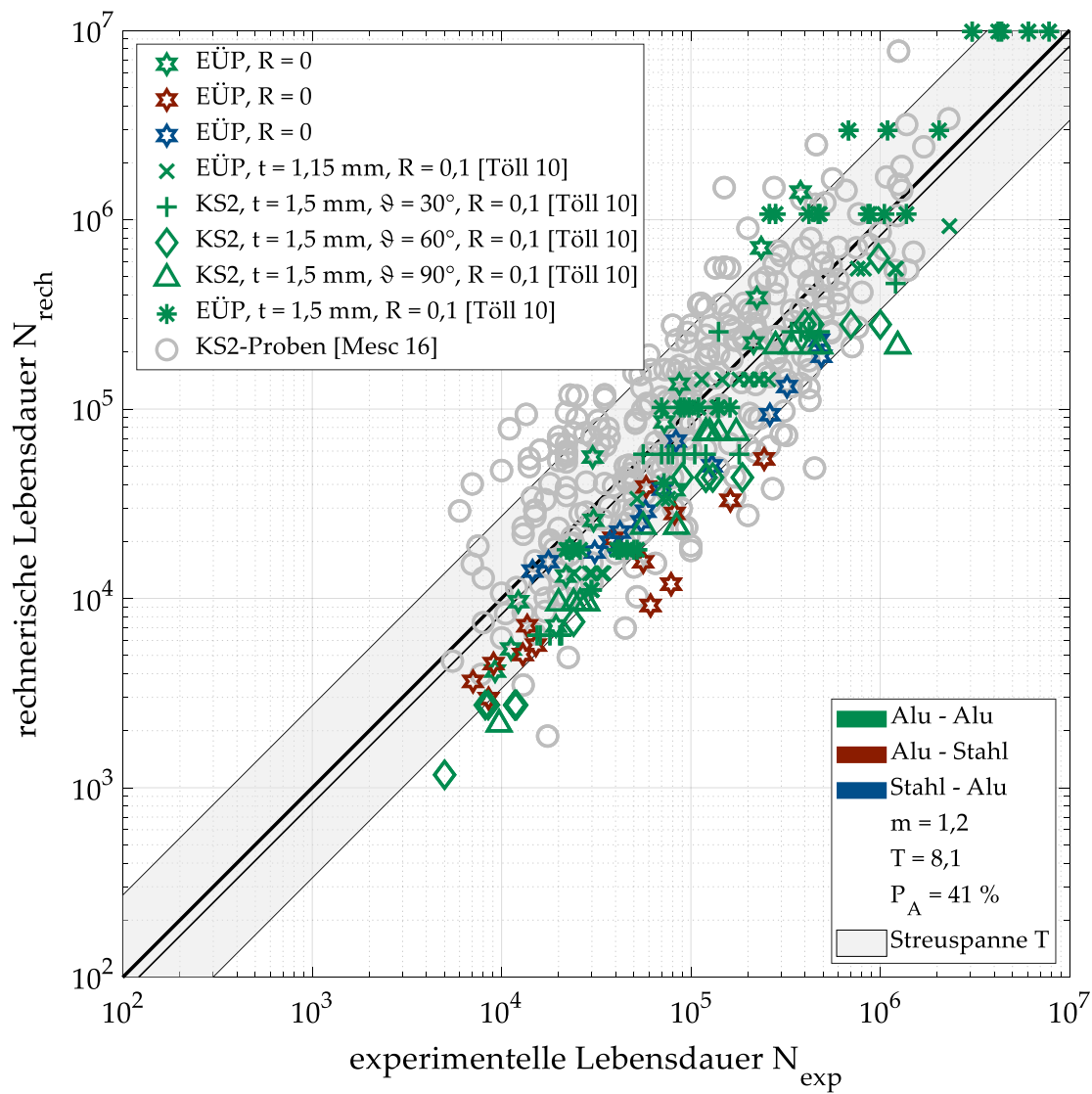


Abbildung 7-4:  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm: Alle Versuche

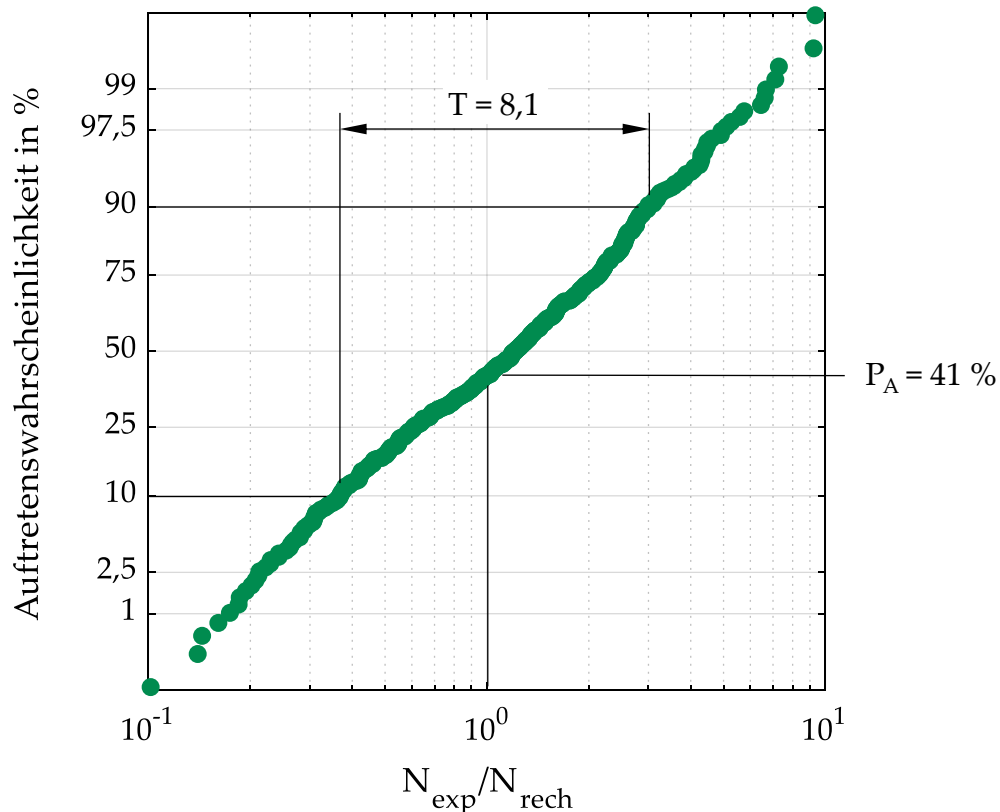


Abbildung 7-5: Alle Versuche im Wahrscheinlichkeitsnetz

## 7.2 Sicherheitskonzept

Ziel des entwickelten Konzepts ist die rechnerische Abschätzung von Zeitfestigkeitsgeraden von SPR-Verbindungen als Eingangsgröße für Konzepte zur Auslegung komplexer Bauteile. Diese sollen experimentelle Kennwerte ablösen, die i.d.R. mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % in die Konzepte eingehen. Diese liefert das entwickelte Konzept mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 41 % in guter Näherung. Trotzdem soll in diesem Abschnitt das Sicherheitskonzept der FKM-Richtlinie Nicht-linear [Fied 19] auf die Datenbasis angewendet werden. Das Sicherheitskonzept setzt sich aus drei Faktoren zusammen, die in Abschnitt 3.3 näher erläutert wurden:

- $\gamma_L$  zur statistischen Absicherung der Streuung der Beanspruchung
- $f_{2,5\%}$  senkt die P-Wöhlerlinie für den Werkstoff auf eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,5\%$  ab
- $\gamma_M$  zur statistischen Absicherung der Streuung der Beanspruchbarkeit

In der Datenbasis sind nur Versuche enthalten, die unter Laborbedingungen getestet wurden und somit die Beanspruchung sehr genau bekannt ist. Es wird daher  $\gamma_L = 1$  verwendet. Der Faktor  $f_{2,5\%}$  wird in [Wäch 16] an einer großen Datenbasis werkstoffgruppenabhängig jeweils für experimentelle und für abgeschätzte Werkstoffkenn-

werte bestimmt, siehe Abschnitt 3.3. Die Anwendung von  $f_{2,5\%}$  auf die Datenbasis verschiebt diese in Richtung der sicheren Seite, sodass die Ausfallwahrscheinlichkeit von 44 % auf 14 % abfällt, siehe Abbildung 7-6. Die Streuspanne steigt dabei stark an. Die Änderung der Streuspanne durch den Faktor  $f_{2,5\%}$  ist auf zwei Gründe zurückzuführen:

1. Den größten Einfluss hat der Faktor  $f_{2,5\%}$  selbst. Dieser bewirkt für auf Basis der Zugfestigkeit abgeschätzte Werkstoffkennwerte eine deutlich größere Verschiebung als für experimentell ermittelte Werkstoffkennwerte. Tabelle 7-3 zeigt, dass  $f_{2,5\%}$  den Mittelwert  $m$  bei experimentellen Werkstoffkennwerten von 1,0 auf 2,2 erhöht. Für die Versuche mit abgeschätzten Kennwerten erhöht sich  $m$  von 1,7 auf 31,8. Auch wenn die Streuspannen der Versuche mit experimentellen und abgeschätzten Werkstoffkennwerten für sich klein sind, ergibt sich durch die große Differenz der Mittelwerte ein deutlicher Anstieg der Streuspanne der gesamten Datenbasis auf  $T = 49,8$ .
2. Ohne Sicherheitskonzept ergeben sich ausschließlich rechnerische Lebensdauern mit mehr als 1000 Schwingspielen, siehe Abbildung 7-4. Die Berechnung findet daher in einem Bereich der P-Wöhlerlinie mit der Neigung  $d_2$  statt, siehe Abbildung 3-13. Durch das Verschieben der P-Wöhlerlinie nach unten ergeben sich für manche Versuchsergebnisse rechnerische Lebensdauern kleiner 1000 Schwingspiele, siehe Abbildung 7-6. Einige Versuche werden durch  $f_{2,5\%}$  mit der Neigung  $d_1$  statt wie zuvor mit  $d_2$  bewertet, wodurch nicht alle Punkte um denselben Faktor verschoben werden und sich die Streuspanne somit ändert. Dieser Einfluss ist allerdings deutlich niedriger als der Erstgenannte. Gut zu erkennen ist dies anhand der Ergebnisse in Tabelle 7-3. Für die Versuchsergebnisse mit experimentellen Werkstoffkennwerten ergibt sich nur für einen Versuch eine rechnerische Lebensdauer kleiner 1000 Schwingspiele, siehe grüner Kreis für  $N_{\text{rech}} < 1000$  in Abbildung 7-6. Da dieser ein Versuch weniger als 10 % der Anzahl der gesamten Versuche ist, hat dieser keinen Einfluss auf die Streuspanne. Die Streuspanne bleibt konstant bei  $T = 8,6$ . Für die Versuche mit abgeschätzten Werkstoffkennwerten ergeben sich durch die starke Verschiebung der P-Wöhlerlinie für 31 % der Versuche rechnerische Lebensdauern unter 1000 Schwingspielen. Da diese mit der Neigung  $d_1$  bewertet werden, ergibt sich eine leichte Änderung der Streuspanne  $T$  von 4,9 auf 4,8.

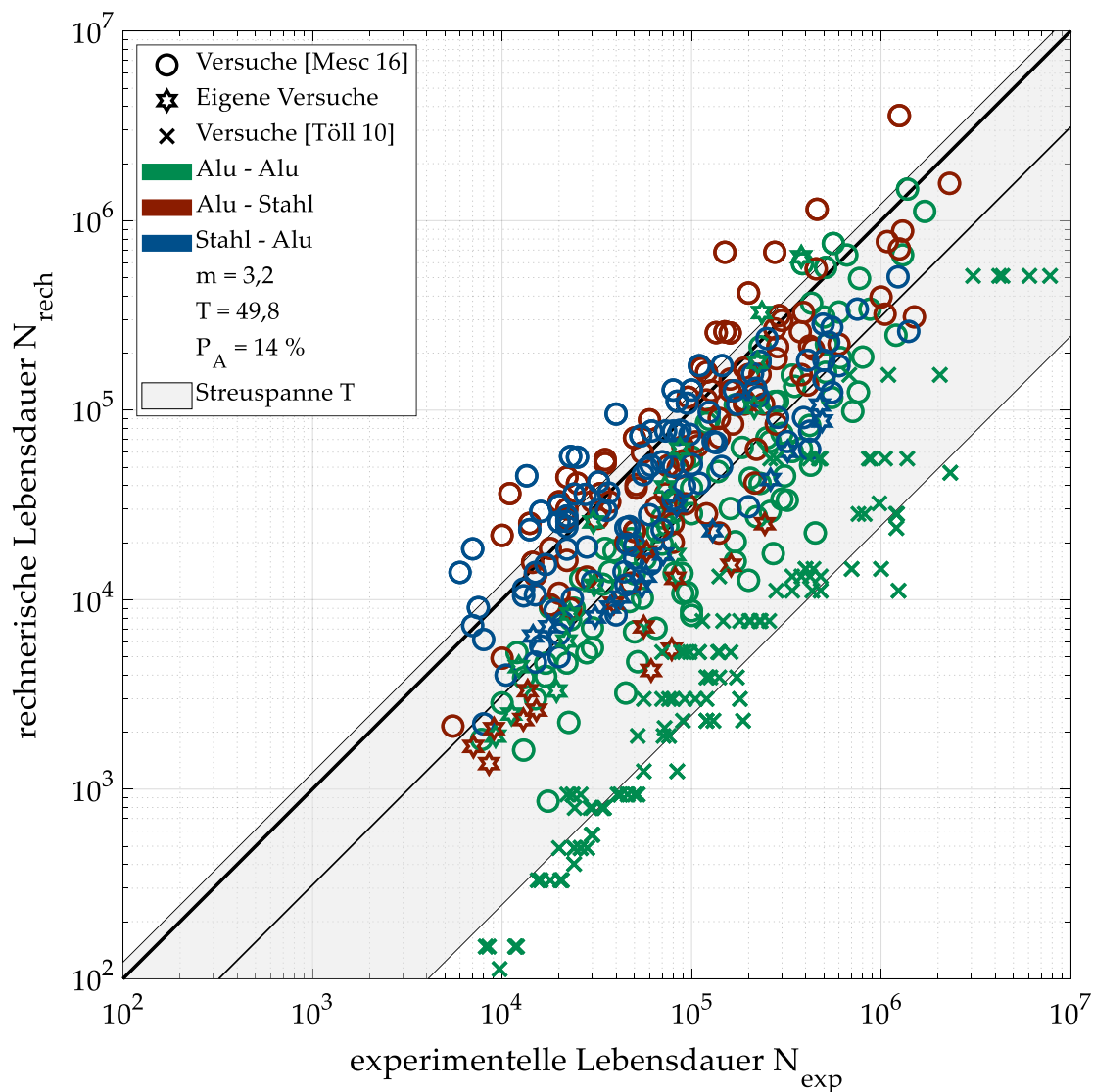


Abbildung 7-6:  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm: Alle Versuche mit Sicherheitsfaktor  $f_{2,5\%}$

Der Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_M$  wird je nach Schwere der Versagensfolge bzw. je nach geforderter Ausfallwahrscheinlichkeit zwischen 1,1 und 1,3 gewählt, siehe Tabelle 3-9. Hier wird beispielhaft  $\gamma_M = 1,2$  verwendet. Abbildung 7-7 zeigt das zugehörige  $N_{\text{rech}}-N_{\text{exp}}$ -Diagramm, Tabelle 7-3 die statistischen Größen. Durch  $\gamma_M$  werden die rechnerischen Lebensdauern weiter auf die sichere Seite verschoben, sodass sich der Mittelwert  $m$  von 3,2 auf 9,4 erhöht. Die Streuspanne ändert sich leicht von 49,8 auf 45,4 aus dem zweiten, beim Faktor  $f_{2,5\%}$  beschriebenen, Punkt.



Tabelle 7-3: Einfluss des Sicherheitskonzepts auf statistische Größen

Sicherheit	Werkstoffkennwerte	Anzahl	m	T	P <sub>A</sub>
ohne	experimentell	338	1,0	8,6	49 %
	abgeschätzt	119	1,7	4,9	31 %
	alle	457	1,2	8,1	41 %
f <sub>2,5%</sub>	experimentell	338	2,2	8,6	19 %
	abgeschätzt	119	31,8	4,8	0,0 %
	alle	457	3,2	49,8	14 %
f <sub>2,5%</sub> + γ <sub>M;1,2</sub>	experimentell	338	6,1	9,4	0,9 %
	abgeschätzt	119	88,9	4,2	0,0 %
	alle	457	9,4	45,4	0,7 %

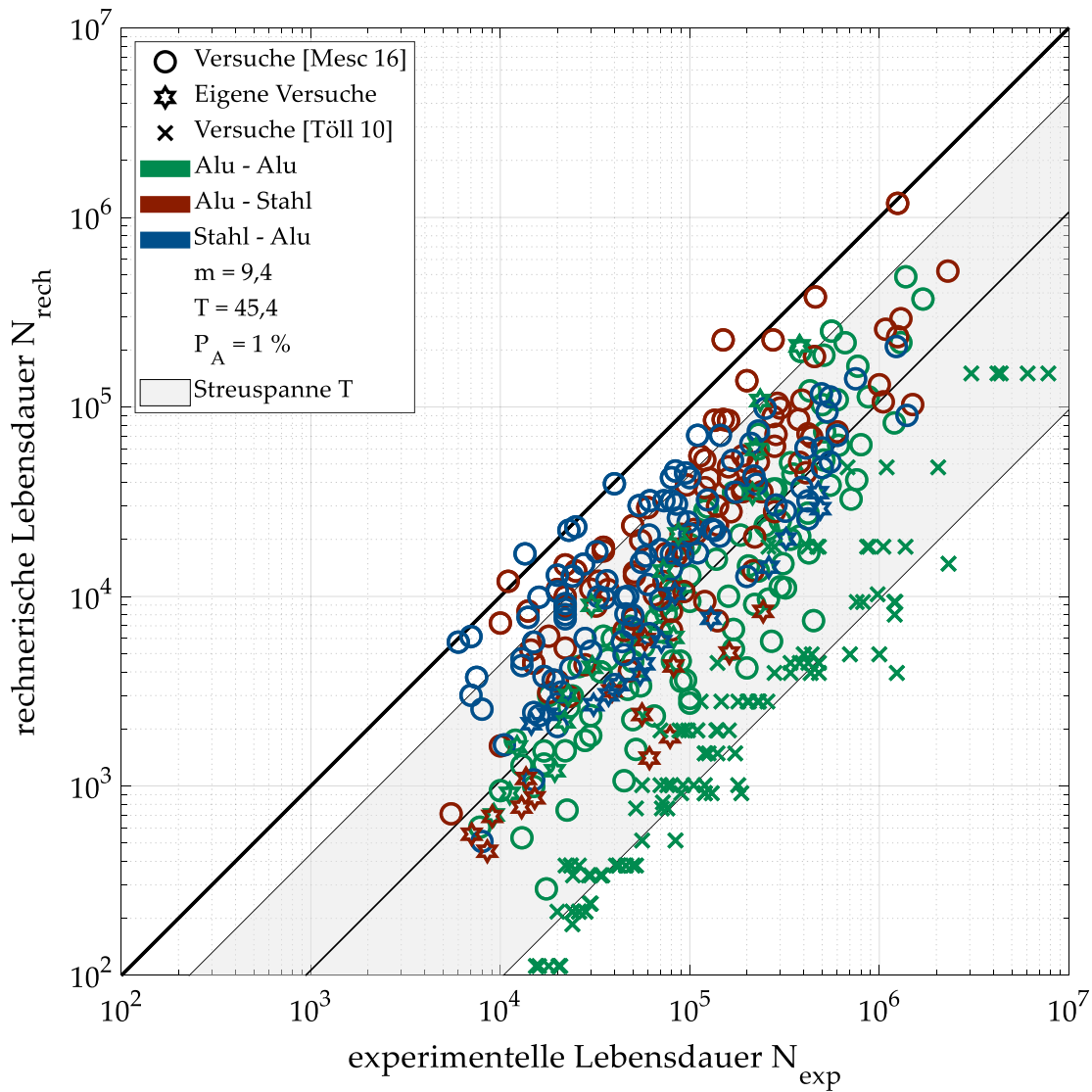


Abbildung 7-7: N<sub>exp</sub>-N<sub>rech</sub> Diagramm: Alle Versuche mit Sicherheitsfaktoren f<sub>2,5%</sub> und γ<sub>M</sub> = 1,2

Abbildung 7-8 zeigt den Einfluss des Sicherheitskonzepts auf die rechnerischen Lebensdauern im Wahrscheinlichkeitsnetz für eine logarithmische Normalverteilung. Der Einfluss des unterschiedlichen Wertes für  $f_{2,5\%}$  ist deutlich zu erkennen. Die rechnerischen Lebensdauer zu den Versuchen aus [Töll 10] werden, aufgrund der rechnerisch abgeschätzten zyklischen Werkstoffkennwerte, weiter nach rechts verschoben, als die rechnerischen Lebensdauern der Versuche mit experimentell ermittelten zyklischen Werkstoffkennwerten. Die Ergebnisse folgen daher mit Sicherheitskonzept keiner logarithmischen Normalverteilung. Die Erhöhung der Streuspannen  $T$  mit Sicherheitskonzept ist ebenfalls durch die unterschiedliche Rechtsverschiebung zu erkennen. Die Ausfallwahrscheinlichkeit sinkt von  $P_A = 41\%$  ohne Sicherheitskonzept auf  $P_A = 0,7\%$  mit  $f_{2,5\%}$  und  $\gamma_M = 1,2$ .

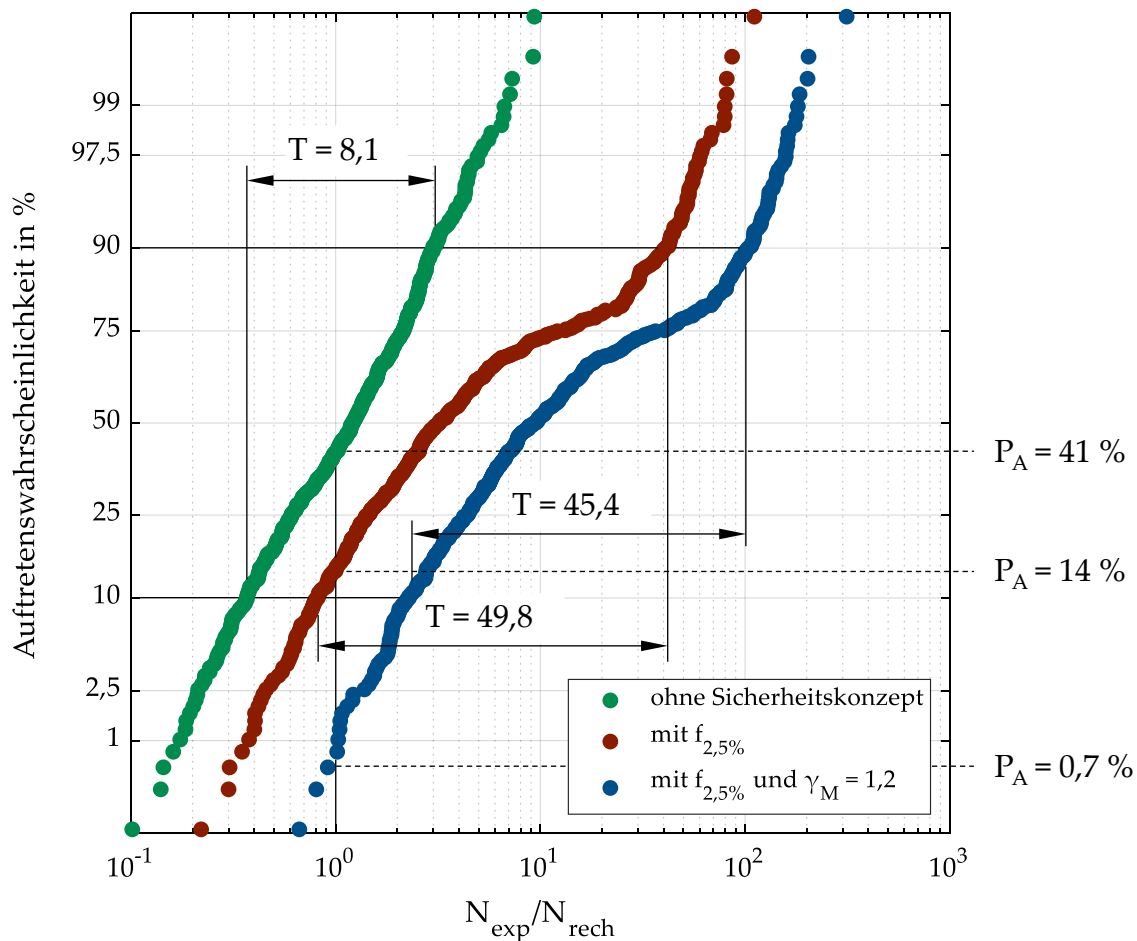


Abbildung 7-8: Wahrscheinlichkeitsnetz mit Berücksichtigung des Sicherheitskonzepts

Die angegebene Ausfallwahrscheinlichkeit von  $7,2 \cdot 10^{-5}$  für  $\gamma_M = 1,2$ , [Fied 19], wird mit  $0,7\% = 7 \cdot 10^{-3}$  um mehrere Dekaden verfehlt. Dies liegt zum einen an einer zu kleinen Datenbasis, um Ausfallwahrscheinlichkeit von  $7,2 \cdot 10^{-5}$  nachweisen zu können. Zum anderen zeigt Burghardt [Burg 18] an einer Datenbank basierend auf [Euli 94, Euli 97,

Ellm 11], dass sich bei der Anwendung der FKM-Richtlinie Nichtlinear ohne Sicherheitskonzept bei einstufiger Belastung kein Mittelwert in der Nähe von  $m = 1$  ergibt. Er berechnet für Stahlwerkstoffe auf Basis von 624 Einzelversuchen einen Mittelwert  $m = 3,3$  und für Aluminiumwerkstoffe auf Basis von 170 Einzelversuchen  $m = 2,4$ . Die ermittelten Streuspannen liegen in derselben Größenordnung wie die in dieser Arbeit bestimmten ( $T = 8 - 10$ ). Durch den größeren Mittelwert ergeben sich im Umkehrschluss schon ohne Sicherheitskonzept Ausfallwahrscheinlichkeiten, die deutlich kleiner als 50 % sind. Mit zusätzlicher Anwendung des Sicherheitskonzepts sind dann Ausfallfallwahrscheinlichkeiten in der Größenordnung von  $7,2 \cdot 10^{-5}$  realisierbar. Grund für die kleineren Mittelwert in dieser Arbeit im Vergleich zu den Ergebnissen von [Burg 18] kann sein, dass im entwickelten Konzept der Einfluss der Oberflächenrauheit auf die rechnerische Lebensdauer nicht berücksichtigt wird. Diese Vereinfachung ist im Grunde nur für polierte Oberflächen zulässig, wird hier aber angewendet, da die Oberflächenrauheit in der Fügeverbindung unbekannt und nur schwer zu messen ist. Mit Berücksichtigung der Oberflächenrauheit ergeben sich kürzere rechnerische Lebensdauern. Diese führen zu einer Erhöhung des Mittelwerts  $m$  und senken die Ausfallwahrscheinlichkeit  $P_A$ .



## 8 Fazit und Ausblick

Das in dieser Arbeit vorgestellte Konzept ermöglicht einen rechnerischen Festigkeitsnachweis für SPR-Fügestellen unter Berücksichtigung von elastisch-plastischem Werkstoffverhalten auf Basis des örtlichen Konzepts. Der Ablauf des Konzepts ist bereits in Kapitel 2 zusammengefasst. Die auf Grundlage einer Datenbasis von 457 Versuchen ermittelte Treffsicherheit des Konzepts ist mit einer Streuspanne von  $T = 8,1$  gut. Die Ergebnisse, die das Konzept liefern kann und welche Einschränkungen zu beachten sind, sind in den folgenden Punkten aufgezählt:

1. *Das Konzept kann nur auf einzelne Fügestellen und Bauteile mit wenig Fügestellen angewendet werden.*

Die für die Auslegung nötigen örtlichen Beanspruchungen werden in einer FE-Simulation berechnet. Diese sind, aufgrund des nichtlinearen Werkstoffverhaltens, der reibungsbehafteten Kontakte und der feinen Vernetzung und dem damit verbundenem Zeitaufwand und Speicherbedarf, nur für einfache Geometrien mit wenigen Fügestellen wirtschaftlich lösbar. In dieser Arbeit werden nur einzelne Fügestellen untersucht, für die es aufgrund der Symmetrie möglich ist, Halbmodelle zu verwenden.

2. *Das Konzept liefert rechnerische Lebensdauern im Zeitfestigkeitsbereich.*

Prinzipiell ist es mit dem Örtlichen Konzept möglich, alle Bereiche der Wöhlerlinie rechnerisch abzuschätzen. Sowohl für den Kurz- als auch Langzeitfestigkeitsbereich liegen keine Versuchsdaten vor, weshalb sich auf Zeitfestigkeitsbereich beschränkt wird. Des Weiteren treten bei wenigen der untersuchten Versuchsreihen bei hohen Lasten unplausibel hohe Beanspruchungen in der FE-Simulation auf, sodass ein weiterer Grund vorliegt, den Kurzzeitfestigkeitsbereich vorerst auszuklammern.

3. *Das Konzept liefert rechnerische Lebensdauern bei Belastung mit konstanter Amplitude.*

Mit dem Konzept ist nur die Berücksichtigung von Lastfolgen mit konstanter Amplitude möglich, da der örtliche Spannungs-Dehnungs-Pfad, der Voraussetzung für die Anwendung des Örtlichen Konzepts ist, in einer FE-Simulation bestimmt wird. Dies ist mit einem großen Zeit- und Speicheraufwand verbunden, sodass die Berechnung des örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfads mit längeren Lastfolgen nicht möglich ist. Die Simulation des örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfads mit Hilfe einer Fließkurve, wie sonst im Örtlichen Konzept üblich, ist für SPR-Verbindungen nicht anwendbar, da sich im Zug- und im Druckbereich unterschiedliche Fließkurven ergeben.

Zur Bestimmung rechnerischer Lebensdauern bei variabler Belastungsamplitude wird eine lineare Schadensakkumulation [Palm 24, Lang 37, Mine 45] nach dem Nennspannungskonzept [Dowl 13] empfohlen. Mit Hilfe

des entwickelten Konzepts kann eine Zeitfestigkeitsgerade berechnet werden. Eine ggf. benötigte Langzeitfestigkeit kann ebenfalls mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Konzept abgeschätzt werden, indem in der P-Wöhlerlinie die Langzeitfestigkeit in Anlehnung an die FKM-Richtlinie Nichtlinear [Fied 19] berücksichtigt wird. Die Abschätzung der Langzeitfestigkeit erfolgt in dieser Arbeit nicht, da keine experimentellen Ergebnisse zum Validieren vorliegen. Mittels linearer Schadensakkumulation wird die Lebensdauer bei variabler Amplitude berechnet. Durch die Verwendung einer effektiven Schadenssumme nach dem für SPR-Verbindungen modifizierten IMAB-Verfahren [Mase 21b] kann die Treffsicherheit erhöht werden.

4. *Der Anrissort im Fügepunkt kann abgeschätzt werden.*  
Im Fügepunkt können die Bereiche ermittelt werden, für die eine kurze Lebensdauer abgeschätzt wird. Innerhalb dieser Bereiche ist die Anrissentstehung wahrscheinlich.
5. *Der Einfluss der Lasteinleitungsrichtung auf die Festigkeit kann abgeschätzt werden.*  
Die Richtung der Lasteinleitung bestimmt die Zusammensetzung des Scher- und Kopfzuganteils im Fügepunkt. Der damit verbundene Einfluss auf die zyklische Festigkeit kann mit dem Konzept abgeschätzt werden.
6. *Der Einfluss einer Mittellast auf die Festigkeit kann abgeschätzt werden.*  
Zwischen der Mittelspannungsempfindlichkeit der Fügepartienwerkstoffe und der SPR-Verbindung liegen, zumindest bei den in dieser Arbeit betrachteten Versuchen, große Unterschiede. Da in der untersuchten Datenbasis Versuche bei unterschiedlichen Mittellasten vorliegen und deren Festigkeit mit einer guten Treffsicherheit bestimmt wird, kann auch die Mittelspannungsempfindlichkeit des SPR-Fügepunkts angegeben werden.

Aus den zuvor aufgeführten Punkten und den im Konzept an manchen Stellen angewendeten vereinfachenden Annahmen lässt sich als Ausblick folgender weiterer Forschungsbedarf aufzählen:

1. Das zyklische Werkstoffverhalten wird unabhängig vom lokalen Umformgrad, aufgrund des Fügeprozesses, den Fügepartien zugeordnet. Diese Vereinfachung ist in dieser Arbeit möglich, da sich bei den untersuchten Werkstoffen kein signifikanter Einfluss des Umformgrads auf die zyklischen Werkstoffkennwerte zeigt. Für die Anwendung des Konzepts auf Werkstoffe, bei denen der Umformgrad einen signifikanten Einfluss auf die zyklischen Werkstoffkennwerte hat, besteht weiterer Forschungsbedarf, um eine Anwendbarkeit des Konzepts zu prüfen.
2. Die Reibwerte in der Fügeverbindung werden empirisch ermittelt. Dabei ergeben sich vergleichsweise große Werte, siehe beispielsweise  $\mu_{\text{Alu-Alu}} = 2,08$ . Diese werden hauptsächlich durch die Versuche bei reinem Scherzug bestimmt, da bei Misch- und Kopfzugbelastung die Reibwerte im untersuchten Wertebereich keinen signifikanten Einfluss auf die zyklische Festigkeit haben. Reibwerte

---

über 1 sind zwar bei zyklischer Belastung und zusätzlich auftretender Flächenpressung auch in der Literatur [Rama 05, Hint 15] zu finden, trotzdem sollten die Festigkeiten bei reinem Scherzug aufgrund des großen Einflusses der Reibwerte bei dieser Beanspruchungsart auf Plausibilität überprüft werden. Die häufig verwendeten einschnittig überlappten Scherzugproben zählen nicht in diese Kategorie, da am Fügepunkt eine Mischbeanspruchung von Scher-, Schäl- und Kopfzug auftritt.

3. Die tatsächlichen fügebedingten Eigenspannungen in der Verbindung werden nicht berücksichtigt. Diese sind experimentell sehr aufwendig mittels Neutronendiffraktometrie zu bestimmen. Diese hat gegenüber der weit verbreiteten Röntgendiffraktometrie den Vorteil, dass Eigenspannung in bis zu einigen Zentimetern unter der Bauteiloberfläche bestimmt werden können [Olab 14]. Eine Anwendung der Methode auf SPR-Verbindungen führen Haque et al. [Haqu 12, Haqu 15, Haqu 19] durch, deren Ergebnisse jedoch nicht mit Fügesimalationen validiert werden. Alternativ können die Eigenspannungen auch in einer Fügesimalation bestimmt werden, deren Ergebnisse wiederum nicht experimentell nachgewiesen sind.

Des Weiteren stellt sich die Frage, wie die mit quasistatischem Werkstoffverhalten bestimmten Eigenspannungen auf die Werkstoffe mit teilweise deutlich abweichendem zyklischem Werkstoffverhalten inklusive Belastungsvorgeschichte anwenderfreundlich zu übertragen sind. Daher werden die fügebedingten Eigenspannungen mit Hilfe von Übermaßen in die Verbindung eingebracht. Für ein anwenderfreundliches Vorgehen besteht weiterer Forschungsbedarf.

4. Der Einfluss der Oberflächenrauheit der Fügeteile auf die rechnerische Lebensdauer wird nicht berücksichtigt. Diese kann durch den Fügeprozess und die zyklische Beanspruchung von der Oberflächenrauheit der Fügeteile vor dem Fügeprozess abweichen. Diese kann mit herkömmlichen Methoden aufgrund der Größe eines Fügepunkts nicht ermittelt werden. Zur Ermittlung der Oberflächenrauheit in einer SPR-Verbindung besteht weiterer Forschungsbedarf.
5. Mit dem entwickelten Konzept ist es nicht möglich Langzeitfestigkeiten zu berechnen. Diese Erweiterung ist vergleichsweise einfach durch die gegebenen Algorithmen der FKM-Richtlinie Nichtlinear möglich. Weiterer Forschungsbedarf besteht vor allem bei der Erstellung einer experimentellen Datenbasis mit Langzeitfestigkeiten von SPR-Fügepunkten.
6. Ebenso existiert keine Datenbasis für die Festigkeit von SPR-Fügepunkten im Kurzzeitfestigkeitsbereich. Auch dafür besteht weiterer Forschungsbedarf sowie bei der Erweiterung des entwickelten Konzepts auf diesen Bereich.
7. Bisher existiert kein Algorithmus zur Simulation des örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfads bei unterschiedlichen Fließkurven für Zug- und Druckbeanspruchung. Zur Entwicklung eines solchen Algorithmus besteht Forschungsbedarf.





## 9 Literaturverzeichnis

- [Abaq 10] Abaqus Analysis User's Manual 6.10 – 28.1.5 Connection-type library, 2010.
- [Ansy 1] ANSYS Meshing User's Guide – Version 2023R1. ANSYS Inc., 2023.
- [Ansy 2] ANSYS Mechanical User's Guide – Version 2023R1. ANSYS Inc., 2023.
- [Amst 78] Amstutz, H.; Seeger, T.: Elastic-plastic finite element calculations of notched plates. In: Proceedings of the International Conference on Numerical Methods in Fracture Mechanics, University College Swansea, UK, 581-594, 1978.
- [Basq 10] Basquin, O. H.: The exponential law of endurance tests. In: Proc. ASTM 10, 625-630, 1910.
- [Bäum 90] Bäumel, A. Jr.; Seeger, T.: Materials Data for Cyclic Loading. Supplement 1. Elsevier, Amsterdam, 1990.
- [Berg 79] Bergmann, J.W.; Seeger, T.: On the influence of cyclic stress-strain curves, damage parameters and various evaluation concepts on the prediction by the local approach. In: 2nd European Collection on Fracture, VDI-Fortschrittsbericht 18(6), 1979.
- [Berg 83] Bergmann, J. Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen. Dissertation, TU Darmstadt, 1983.
- [Bouc 08] Bouchard, P.O.; Laurent, T.; Tollier, L.: Numerical modeling of self-pierce riveting – From riveting process modeling down to structural analysis. Journal of Materials Processing Technology 202(1-3), 290-300, 2008.
- [Burg 18] Burghardt, R.: Zur Treffsicherheit des Örtlichen Konzepts bei Anwendung der FKM Richtlinie Nichtlinear. Masterarbeit, TU Clausthal, 2018.
- [Busc 96] Buschermöhle, H.: Vereinheitlichung von Proben für Schwingversuche. FKM-Vorhaben 198, FKM-Heft 217, 1996.
- [Chen 03] Chen, Y.K.; Han, L.; Chrysanthou, A.; O'Sullivan, J.M.: Fretting wear in self-piercing riveted aluminium alloy sheet. Wear 255(7-12), 1463-1470, 2003.
- [Cher 04] Chergui, A.: Beitrag zur ermüdungsgerechten Auslegung stanzgenieteter Aluminium-Leichtbaukonstruktionen. Dissertation, Universität Paderborn, 2004.
- [Choi 17] Choi, D.-H.; Han, D.-W.; Kim, H.-K.: Fatigue Life Estimation of Self-Piercing Riveted Aluminum Joints under Mixed-Mode Loading. International Journal of Fatigue 97, 20-28, 2017.
- [Clor 86] Clormann, U.H.; Seeger, T.: RAINFLOW-HCM – Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage. Stahlbau 55, 65–71, 1986.

- [Coff 54] Coffin, L. F. Jr.; Schenectady, N. Y.: A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal. In: Transactions of the American Society of Mechanical Engineers 76, 931-950, 1954.
- [Cox 16] Cox, A.; Hong, J.: Fatigue Evaluation Procedure Development for Self-Piercing Riveted Joints Using the Battelle Structural Stress Method. SAE Technical Paper 2016-01-0384, 2016.
- [Dann 06] Dannbauer, H.; Gaier, C.; Dutzler E.; Halaszi, C.: Development of a model for the stiffness and life time prediction of self piercing riveted joints in automotive components. Materials Testing 48 (11-12), 576-581, 2006.
- [Diem 04] Diemar, A.; Thumser, R.; Bergmann, J. W.: Statistischer Größeneinfluss und Bauteilfestigkeit - Eine neue Methode zur Ermittlung von Spannungsintegralen. Materialprüfung 46, 16-21, 2004.
- [DIN 10263] DIN e.V. (Hrsg.): DIN EN 10263-4:2018-02. Walzdraht, Stäbe und Draht aus Kaltstauch- und Kaltfließpressstählen – Teil 4: Technische Lieferbedingungen für Vergütungsstähle. Beuth Verlag, Berlin, 2018.
- [DIN 10268] DIN e.V. (Hrsg.): DIN EN 10268:2013-12. Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus Stählen mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen. Beuth Verlag, Berlin, 2013.
- [DIN 10346] DIN e.V. (Hrsg.): DIN EN 10346:2015-10. Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen. Beuth Verlag, Berlin, 2015.
- [DIN 50100] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 50100:2022-12. Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile. Beuth Verlag, Berlin, 2022.
- [DIN 573] DIN e.V. (Hrsg.): DIN EN 573-3:2022-09. Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisform. Beuth Verlag, Berlin, 2022.
- [DIN 8593] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 8593-0:2003-09. Fertigungsverfahren Fügen, Teil 0: Allgemeines. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN 8593-5] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 8593-5:2003-09. Fertigungsverfahren Fügen, Teil 5: Fügen durch Umformen. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DLTG 13] DesignLife Theory Guide. HBM United Kingdom Limited, 2013.
- [Döll 01] Dölle, N.: Numerische Simulation des Fügeprozesses beim Stanznieten mit Halbhohlmetallniet von duktilen Blechwerkstoffen. Dissertation, Universität Paderborn, 2001.
- [Dowl 13] Dowling, N.E.: Mechanical Behavior of Materials – Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue. Local strain approach to fatigue. Fourth Edition, Pearson Education Limited, 2013.

- [DVS 3480] Merkblatt DVS/EFB 3480-1: Prüfung von Verbindungseigenschaften – Prüfung der Eigenschaften mechanisch und kombiniert mittels Kleben gefertigter Verbindungen. DVS/EFB-Gemeinschaftsausschuss „Mechanisches Fügen“, Stand: Dezember 2007.
- [EAA 15] European Aluminium Association: Aluminium Automotive Manual – Joining, 8. Mechanical joining, 2015.
- [Ellm 11] Ellmer, F.; Hinkelmann, K.: Datenbank und Auswertesystem Betriebsfestigkeit – Erhöhung der Sicherheit und Wirtschaftlichkeit schwingend beanspruchter Bauteile durch einen verbesserten Festigkeitsnachweis. FKM-Vorhaben 288, FKM-Heft 313, 2011.
- [Esde 05] Esderts, A.; Thoms, V.; Wagener, R.; Schatz, M.: Leichtbau mit Hilfe von zyklischen Werkstoffkennwerten für Strukturen aus umgeformtem höherfesten Feinblech. FAT-Schriftenreihe 191, 2005.
- [Euli 94] Eulitz, K.-G.; Döcke, H.; Esderts, A.: Lebensdauervorhersage I – Verbesserung der Lebensdauerabschätzung durch systematische Aufarbeitung und Auswertung vorliegender Versuchsreihen. FKM-Vorhaben 152, FKM-Heft 189, 1994.
- [Euli 97] Eulitz, K.-G.; Döcke, H.; Liu, J.: Lebensdauervorhersage II – Verbesserung der Lebensdauerabschätzung durch systematische Aufarbeitung, Speicherung und Auswertung vorliegender Versuchsreihen. FKM-Vorhaben 192, FKM-Heft 227, 1997.
- [FEMF 19] Magna Powertrain Engineering Center Steyr GmbH & Co KG. FEMFAT 5.4 – SPOT: Benutzerhandbuch, 2019.
- [FEMF 21] Magna Powertrain Engineering Center Steyr GmbH & Co KG. FEMFAT 5.4 – SPOT Advanced Schulung, 2021.
- [Fied 15] Fiedler, M.; Wächter, M.; Varfolomeev, I.; Vormwald, M.; Esderts, A.: Rechnerischer Bauteilfestigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoff-Verformungsverhaltens. VDMA-Verlag, AiF-Projekt 17612, 2015.
- [Fied 19] Fiedler, M.; Wächter, M.; Varfolomeev, I.; Vormwald, M.; Esderts, A.: Richtlinie Nichtlinear – Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens. VDMA-Verlag, Frankfurt am Main, 1. Auflage, 2019.
- [Fu 01] Fu, M.; Mallick, P.K.: Effect of Process Variables on the Static and Fatigue Properties of Self-Piercing Riveted Joints in Aluminum Alloy 5754, SAE Technical Paper 2001-01-0825, 2001.
- [Fu 03] Fu, M.; Mallick, P.K.: Fatigue of self-piercing riveted joints in aluminum alloy 6111. International Journal of Fatigue 25(3), 183-189, 2003.
- [Gaie 08] Gaier, C.; Dannbauer, H.: A Multiaxial Fatigue Analysis Method for Ductile, Semi-Ductile, and Brittle Materials. Arabian Journal for Science and Engineering 33, 223-235, 2008.
- [GDA 07] Gesamtverband der Aluminiumindustrie GDA: Technische Merkblätter W7 – Wärmebehandlung von Aluminium-Legierungen. 2007.

- [Grim 01] Grimm, D.: Untersuchungen zum statistischen Größeneinfluss – Entwicklung und Verifikation einer FE-basierten Analysesoftware. Technical Report FS-4/2001, FG Werkstoffmechanik, TU Darmstadt, 2001.
- [Hahn 95a] Hahn, O.; Lappe, W.: Untersuchungen zur Prozeßsicherheit von selbstlochenden/-stanzenden Nietverfahren beim Fügen von oberflächenveredelten Feinblechen. Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Forschungsbericht 221, 1995.
- [Hahn 96] Hahn, O.; Voelkner, W.: Untersuchungen zur Optimierung des Stanznietens mit Halbhohlmetall als universelles Fügeverfahren zum Verbinden von Blechen und Profilen. EFB-Forschungsbericht NR. 85, 1996.
- [Hahn 99] Hahn, O.; Rohde, A.: Stanznieten von Aluminium mit Stahl mittels Halbhohlmetall. FAT-Schriftenreihe Nr. 148, 1999.
- [Hahn 02] Hahn, O.; Chergui, A.; Mehrdadi, N.; Thoms, V.; Timm, M.: Entwicklung einer Berechnungsmethode für die Auslegung stanzgenieteteter Aluminiumteile. EFB-Forschungsbericht Nr. 193, 2002.
- [Hahn 14] Hahn, O.; Flüggen, F.: Qualifizierung des Bolzensetzens als Verfahren zum Fügen höchstfester Stahlwerkstoffe. Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag Aachen, 2014.
- [Han 06] Han, L.; Chrysanthou, A.; O’Sullivan, J.M.: Fretting behaviour of self-piercing riveted aluminium alloy joints under different interfacial conditions. *Materials & Design* 27(3), 200-208, 2006.
- [Han 10] Han, L.; Thornton, M.; Li, D.; Shergold, M.: Effect of Setting Velocity on Self-Piercing Riveting Process and Joint Behaviour for Automotive Applications. SAE Technical Paper 2010-01-0966, 2010.
- [Häne 10] Hänel, B.; Kullig, E.; Vormwald, M.; Versch, C.; Esderts, A.; Hinkelmann, K.; Siegele, D.; Hohe, J.: Verbessertes Berechnungskonzept FKM-Richtlinie – Ein verbessertes Berechnungskonzept des statischen Festigkeitsnachweises und des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für nichtgeschweißte und geschweißte Maschinenbauteile nach der FKM-Richtlinie „Festigkeitsnachweis“. FKM-Vorhaben 282, FKM-Heft 306, VDMA-Verlag, 2010.
- [Haqu 12] Haque, R.; Beynon, J.H.; Durandet, Y.; Kirstein, O.; Blacket, S.: Feasibility of measuring residual stress profile in different self-pierce riveted joints. *Science and Technology of Welding and Joining* 17(1), 60-68, 2012.
- [Haqu 15] Haque, R.; Wong, Y.C.; Paradowska, A.; Durandet, Y.: Residual stress profiles in riveted joints of steel sheets. *Science and Technology of Welding and Joining* 20(3), 199-207, 2015.
- [Haqu 19] Haque, R.; Olofinjana, A.; Durandet, Y.: Residual stress distribution in self-piercing rivet joint of high strength steel. *Procedia Manufacturing* 30, 567-574, 2019.
- [Hats 04] Hatscher, A.: Abschätzung zyklischer Kennwerte von Stählen. Dissertation, TU Clausthal, 2004.

- [Hats 07] Hatscher, A.; Seeger, T.; Zenner, H.: Abschätzung von zyklischen Werkstoffkennwerten – Erweiterung und Vergleich bisheriger Ansätze. *Materials Testing* 49(3), 81-93, 2007.
- [Hedd 20] Hedderich, J.; Sachs, L.: *Angewandte Statistik*. Springer, 2020.
- [Hill 94] Hill, H.: Introduction to the self-pierce riveting process and equipment, In: *Body assembly & manufacturing: Proceedings of the International Body Engineering Conference*. Detroit, Michigan, USA, 1994.
- [Hint 15] Hintikka, J.; Lehtovaara, A.; Mäntylä, A.: Fretting-induced friction and wear in large flat-on-flat contact with quenched and tempered steel. *Tribology International* 92, 191-202, 2015.
- [Huan 16] Huang, L.; Shi, Y.; Guo, H.; Huang, S.; Su, X.: Fatigue behavior and life prediction of self-piercing riveted joint. *International Journal of Fatigue* 88, 96-110, 2016.
- [Huan 17] Huang, L.; Guo, H.; Shi, Y.; Huang, S.; Su, X.: Fatigue behavior and modeling of self-piercing riveted joints in aluminum alloy 6111. *International Journal of Fatigue* 100(1), 274-284, 2017.
- [Hoan 10] Hoang, N.-H.; Porcaro, R.; Langseth, M.; Hanssen, A.-G.: Self-piercing riveting connections using aluminium rivets. *International Journal of Solids and Structures* 47(3-4), 427-439, 2010.
- [Hoan 11] Hoang, N.-H.; Langseth, M.; Porcaro, R.; Hanssen, A.-G.: The effect of the riveting process and aging on the mechanical behaviour of an aluminium self-piercing riveted connection. *European Journal of Mechanics - A/Solids* 30(5), 619-630, 2011.
- [Hoan 13] Hoang, N.-H.; Hopperstad, O.S.; Langseth, M.; Westermann, I.: Failure of aluminium self-piercing rivets: An experimental and numerical study. *Materials & Design* 49, 323-335, 2013.
- [Holl 45] Hollomon, J. H.: Tensile Deformation. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME* 162, 268-290, 1945.
- [Hong 11] Hong, J.K.: The Development of a Simplified Spot Weld Model for Battelle Structural Stress Calculation. *SAE International Journal of Materials and Manufacturing* 4(1), 602-612, 2011,
- [Hong 14] Hong, J.K.; Forte, T.P.: Fatigue Evaluation Procedures for Multiaxial Loading in Welded Structures Using Battelle Structural Stress Approach. *Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. San Francisco, California, USA. June 8-13, 2014.
- [Hong 15] Hong, J.K.: Fatigue Evaluation Procedure Development for Aluminum Alloy Spot Welds Using the Battelle Structural Stress Method. *SAE Technical Paper* 2015-01-0545, 2015.
- [Hou 04] Hou, W.; Mangialardi, E.; Hu, J.; Wang, P.; Menassa, R.: Characterization for Quality Monitoring of a Self-Piercing Riveting Process. In: *Sheet Metal Welding Conference XI*, Sterling Heights, Michigan, Paper No. 8-3, 2004.

- [Iida 77] Iida, K.; Fujii, E.: Low Cycle Fatigue Strength of Steels and Welds in Relation to Static Tensile Properties. IIW Doc. XIII-816-77, 1977.
- [Iyer 02] Iyer, K.; Brittman, F.L.; Hu, S.J.; Wang, P.C.; Hayden, D.B.; Marin, S.P.: Fatigue and Fretting of Self-Piercing Riveted Joints. Proceedings of the ASME 2002 International Mechanical Engineering Congress and Exposition. Manufacturing. New Orleans, Louisiana, USA. November 17-22, 2002.
- [Iyer 05] Iyer, K.; Hu, S.J.; Brittman, F.L.; Wang, P.C.; Hayden, D.B.; Marin, S.P.: Fatigue of single- and double-rivet self-piercing riveted lap joints. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 28, 997-1007, 2005.
- [Jarf 72] Jarfall, L.E.: Optimum Design of Joints: The Stress Severity Factor Concept. *Aircraft Fatigue*, 49-63, 1972.
- [Kang 15] Kang, S.-H.; Kim, H.-K.: Fatigue strength evaluation of self-piercing riveted Al-5052 joints under different specimen configurations. *International Journal of Fatigue* 80, 58-68, 2015.
- [Kang 20] Kang, S.-H.; Han, D.-W.; Kim, H.-K.: Fatigue strength evaluation of self-piercing riveted joints of AZ31 Mg alloy and cold-rolled steel sheets. *Journal of Magnesium and Alloys* 8(1), 241-251, 2020.
- [Khez 00] Khezri, R.: Finite element simulation of self-piercing riveting of deep drawing and rephosphorized sheet steels. Institutet för Metallforskning Sweden, Bericht Nr. IM-2000-025, 2000.
- [Kien 03] Kienzler, R.; Kutschan, K.: Beschreibung des modifizierten Programmpakets STAU. Technical Report, Fachgebiet 4, Universität Bremen, 2003.
- [Kim 06] Kim, D.-W.; Xu, J.; Li, W.; Blake, D.: Force characteristics of self-piercing riveting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 220(8), 1259-1266, 2006.
- [Kloc 17] Klocke, F.: *Fertigungsverfahren 4 – Umformen*. 6. Auflage, Springer-Verlag, 2017.
- [Kugu 61] Kuguel, R.: Relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deducted from the concept of the highly stressed volume. In *ASTM Proc.* 61, 723-748, 1961.
- [Lang 37] Langer B.F.: Fatigue failure from stress cycles of varying amplitude. *Journal of Applied Mechanics* 59, 160-162, 1937.
- [Li 10] Li, D.; Han, L.; Thornton, M.; Shergold, M.: An Evaluation of Quality and Performance of Self-Piercing Riveted High Strength Aluminium Alloy AA6008 for Automotive Applications. SAE Technical Paper 2010-01-0223, 2010.
- [Li 14] Li, D.; Han, L.; Thornton, M.; Shergold, M.; Williams, G.: The influence of fatigue on the stiffness and remaining static strength of self-piercing riveted aluminium joints. *Materials & Design* 54, 301-314, 2014.

- 
- [Li 17] Li, D.; Chrysanthou, A.; Patel, I.; Williams, G.: Self-piercing riveting – a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 92, 1777-1824, 2017.
- [Linn 22] Linn, A.; Kraft, J.; Wächter, M.; Beier, H.T.; Esderts, A.; Vormwald, M.: Mehrachsigkeit örtlich – Anwendungsgerechte Lebensdauerabschätzung für mehrachsige nichtproportional beanspruchte Bauteile auf Basis des Örtlichen Konzepts. Abschlussbericht Forschungsprojekt AiF-Nr.: 20613 N, FKM-Vorhaben 615, FKM-Heft 346, 2022.
- [Lieb 93] Liebig, H.P.; Mutschler, J.: Stanznieten fügt umformend ohne Vorlöcher der Bleche. *Bänder Bleche Rohre* 34(4), 46-55, 1993.
- [Liu 91] Liu, J.; Zenner, H.: Berechnung der Dauerschwingfestigkeit unter Berücksichtigung der spannungsmechanischen und statistischen Stützziffer. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 22, 187-196, 1991.
- [Liu 95] Liu, J.; Zenner, H.: Berechnung von Bauteilwöhlerlinien unter Berücksichtigung der statistischen und spannungsmechanischen Stützziffer. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 26, 14-21, 1995.
- [Liu 01] Liu, J.: Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Bauteile. Habilitationsschrift, TU Clausthal, 2001.
- [Liu 13] Liu, Y.; Zhang, L.; Liu, W.; Wang, P.C.: Single-sided piercing riveting for adhesive bonding in vehicle body assembly. *Journal of Manufacturing Systems* 32, 498-504, 2013.
- [Ludw 09] Ludwik, P.: *Elemente der Technologischen Mechanik*. Springer-Verlag, 1909.
- [Mans 65] Manson, S. S.: Fatigue: A Complex Subject – Some Simple Approximations. *Experimental Mechanics* 5, 193-226, 1965.
- [Mase 00] Masendorf, R.: Einfluss der Umformung auf die zyklischen Werkstoffkennwerte von Feinblech. Dissertation, TU Clausthal, 2000.
- [Mase 19] Masendorf, L.; Wächter, M.; Esderts, A.; Otroshi, M.; Horstmann, S.; Meschut, G.: Erstellung eines Simulationsmodells für die Lebensdauerabschätzung halbhohlstanzgenieteter Bauteile unter zyklischer Belastung. 37. CADFEM ANSYS Simulation Conference, Kassel, 2019.
- [Mase 21a] Masendorf, L.; Burghardt, R.; Wächter, M.; Esderts, A.: Determination of Local Stresses and Strains within the Notch Strain Approach: The Efficient and Accurate Calculation of Notch Root Strains Using Finite Element Analysis. *Applied Science* 11(24), 11656, 2021.
- [Mase 21b] Masendorf, L.; Wächter, M.; Esderts, A.; Otroshi, M.; Meschut, G.: Service life estimation of self-piercing riveted joints by linear damage accumulation. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 44(6), 1637-1651, 2021.
- [Mase 22] Masendorf, L.; Burghardt, R.; Wächter, M.; Esderts, A.: Bestimmung von Bauteilfließkurven mithilfe der Finite-Elemente-Methode zur Verwendung in der FKM-Richtlinie Nichtlinear. In: *Neue Entwicklungen für die Bauteilfestigkeitsnachweise*, DVM e.V., 117-126, 2022.

- [Masi 26] Masing, G.: Eigenspannungen und Verfestigung beim Messing. In: Proceedings of the 2nd International Congress for Applied Mechanics, Zürich, Switzerland, 332-335, 12-17 September 1926.
- [Matt 03] Matthes, K.J.; Riedel, F.: Fügetechnik – Überblick, Löten, Kleben, Fügen durch Umformen. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, Leipzig, 2003.
- [Megg 04] Meggiolaro, M.A.; Castro, J.T.P.: Statistical evaluation of strain-life fatigue crack initiation. *International Journal of Fatigue* 26, 463–476, 2004.
- [Mesc 16] Meschut, G.; Hahn, O.; Horstmann, S.; Esderts, A.; Sander, M.: Betriebsfestigkeit stanzgenieteter Bauteile, IGF-Nr.: 17571 N, EFB-Forschungsbericht Nr. 429, Hannover, 2016.
- [Mill 00] Miller, W.S.; Zhuang, L.; Bottema, J.; Wittebrood, A.J.; De Smet, P.; Haszler, A.; Vieregge, A.: Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. *Materials Science and Engineering* 280(1), 37–49, 2000.
- [Mine 45] Miner, M.A.: Cumulative Damage in Fatigue. *Journal of Applied Mechanics* 12(3), 159–164, 1945.
- [Mori 06] Mori, K.; Kato, T.; Abe, Y.; Ravshanbek, Y.: Plastic Joining of Ultra High Strength Steel and Aluminium Alloy Sheets by Self Piercing Rivet, *CIRP Annals* 55(1), 283–286, 2006.
- [Mori 13] Mori, K.; Abe, Y.; Kato, T.: Self-pierce riveting of multiple steel and aluminium alloy sheets. *Journal of Materials Processing Technology* 214(10), 2002–2008, 2014.
- [Müll 18] Müller, C.; Wächter, M.; Thumser, R.; Dörnhöfer, A.; Heuler, P.; Esderts, A.: Bestimmung der statistischen Stützzahl mithilfe von FE-Simulationen für die Praxis. In: Neue Entwicklungen für die Bauteilfestigkeitsnachweise, DVM-Tagung, Berlin, 13. und 14. Juni, 2018.
- [Mura 88] Muralidharan, U.; Manson, S. S.: A Modified Universal Slopes Equation for Estimation of Fatigue Characteristics of Metals. *Journal of Engineering Materials and Technology* 110, 55–58, 1988.
- [Neub 61] Neuber, H.: Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law. *Journal of Applied Mechanics* 28(4), 544–550, 1961.
- [Neub 68] Neuber, H.: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. *Konstruktion* 20(7), 245–251, 1968.
- [Olab 14] Olabi, A.G.; Lorza, R.L.; Benyounis, K.Y.: 6.11 - Quality Control in Welding Process. *Comprehensive Materials Processing* 6, 193–212, 2014.
- [Ong 93] Ong, J. H.: An improved technique for the prediction of axial fatigue life from tensile data. *International Journal of Fatigue* 15(3), 213–219, 1993.
- [Osag 15] Osage, D.A.: Fatigue Assessment for In-Service Components – A New Part for API 579-1/ASME FFS-1 Fitness-For-Service. *Procedia Engineering* 133, 320–347, 2015.



- [Oste 14] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. 3. Auflage, Springer-Verlag, 2014.
- [Otro 20] Otroshi, M.; Meschut, G.; Masendorf, L.; Esderts, A.: Simulationsbasierte Betriebsfestigkeitsanalyse stanzgenieteter Bauteile. IGF-Nr.: 19760 N, EFB-Forschungsbericht Nr. 545, Hannover, 2020.
- [Otro 21] Otroshi, M.; Meschut, G.; Bielak, C.R.; Masendorf, L.; Esderts, A.: Modeling of Stiffness Anisotropy in Simulation of Self-Piercing Riveted Components. *Key Engineering Materials* 883, 35–40, 2021.
- [Palm 24] Palmgren, A.G.: Die Lebensdauer von Kugellagern. *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure* 14, 339–341, 1924.
- [Phil 06] Philipskötter, A.: Entwicklung eines Halbhohlstanznietes für das Fügen von Mischbauweisen aus Aluminium und höherfesten Stählen. Dissertation Universität Paderborn, 2006.
- [Pilk 08] Pilkey, W.D.; Pilkey, D.F.: *Peterson's Stress Concentration Factors*. 3<sup>rd</sup> Edition, John Wiley & Sons Inc., Hoboken, New Jersey, 2008.
- [Porc 06a] Porcaro, R.; Hanssen, A.G.; Langseth, M.; Aalberg, A.: The behaviour of a self-piercing riveted connection under quasi-static loading conditions. *International Journal of Solids and Structures* 43(17), 5110–5131, 2006.
- [Porc 06b] Porcaro, R.; Hanssen, A.G.; Langseth, M.; Aalberg, A.: An experimental investigation on the behaviour of self-piercing riveted connections in aluminium alloy AA6060. *International Journal of Crashworthiness* 11(5), 397–417, 2006.
- [Pres 10] Presz, W.; Cacko, R.: Analysis of the influence of a rivet yield stress distribution on the micro-SPR joint – initial approach. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 10(4), 49–75, 2010.
- [Rada 89] Radaj, D.: Stress Singularity, Notch stress and structural stress at spot-welded joints. *Engineering Fracture Mechanics* 34(2), 495–506, 1989.
- [Rada 91a] Radaj, D.; Zhang, S.: Simplified formulae for stress intensity factors of spot welds. *Engineering Fracture Mechanics* 40(1), 233–236, 1991.
- [Rada 91b] Radaj, D.; Zhang, S.: Stress intensity factors for spot welds between plates of unequal thickness. *Engineering Fracture Mechanics* 39(2), 391–413, 1991.
- [Rada 92] Radaj, D.; Zhang, S.: Stress intensity factors for spot welds between plates of dissimilar materials. *Engineering Fracture Mechanics* 42(3), 407–426, 1992.
- [Rada 07] Radaj, D.; Vormwald, M.: *Ermüdungsfestigkeit*. 3. überarbeitete Auflage, Springer-Verlag, 2007.
- [Rama 07] Ramakrishna Naidu, N.K.; Ganesh Sundara Raman, S.: Effect of contact pressure on fretting fatigue behaviour of Al–Mg–Si alloy AA6061. *International Journal of Fatigue* 27(3), 283–291, 2005.
- [Ramb 43] Ramberg, W.; Osgood, W.R.: Description of stress-strain curves by three parameters. Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington DC, 1943.

- [Rao 18] Rao, H.M.; Kang, J.; Huff, G.; Avery, K.: Impact of specimen configuration on fatigue properties of self-piercing riveted aluminum to carbon fiber reinforced polymer composite. *International Journal of Fatigue* 113, 11–22, 2018.
- [Rao 19] Rao, H.M.; Kang, J.; Huff, G.; Avery, K.: Structural Stress Method to Evaluate Fatigue Properties of Similar and Dissimilar Self-Piercing Riveted Joints. *Metals* 9, 359, 2019.
- [Renn 20] Rennert, R.; Kullig, E.; Vormwald, M.; Esderts, A.; Luke, M.: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. VDMA-Verlag, Frankfurt am Main, 7. überarbeitete Auflage, 2020.
- [Roes 00] Roessle, M.L.; Fatemi, A.: Strain-controlled fatigue properties of steels and some simple approximations. *International Journal of Fatigue* 22, 495–511, 2000.
- [Ross 64] Rossow, E.: Eine einfache Rechenschiebernäherung an die den normal scores entsprechenden Prozentpunkte. *Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung* 59(12), 596–597, 1964.
- [Rudo 21] Rudorffer, W.; Dittmann, F.; Wächter, M.; Varfolomeev, I.; Esderts, A.: Modellierung von Schweißnähten zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit mit dem Örtlichen Konzept. Abschlussbericht Forschungsprojekt AiF-Nr.: 20025 N, 2021.
- [Rudo 22] Rudorffer, W.; Wächter, M.; Esderts, A.; Dittmann, F.; Varfolomeev, I.: Fatigue assessment of weld seams considering elastic–plastic material behavior using the local strain approach. *Welding in the World* 66, 721–730, 2022.
- [Rupp 95] Rupp, A.; Störzel, K.; Grubisic, V.: Computer Aided Dimensioning of Spot-Welded Automotive Structures. SAE Technical Paper 950711, 1995.
- [Seeg 77] Seeger, T.; Beste, A.: Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich. *VDI-Fortschr.* 18, 1–56, 1977.
- [Seeg 78] Seeger, T.; Beste, A.; Amstutz, H.: Elastic-plastic stress-strain behaviour of monotonic and cyclic loaded notched plates. *Advances in Research on the Strength and Fracture of Materials*, 943–951, 1978.
- [Seeg 80] Seeger, T.; Heuler, P.: Generalized Application of Neuber’s Rule. *Journal of Testing and Evaluation* 8(4), 199–204, 1980.
- [Seeg 96] Seeger, T.: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. In: *Deutscher Stahlbau-Verband (Hrsg.): Stahlbau-Handbuch, Band 1, Teil B*, 5–123. Stahlbau-Verlagsgesellschaft, 1996.
- [SEP 1240] SEP 1240: Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnung. Verlag Stahleisen GmbH, 2006.

- [Schü 67] Schütz, W.: Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen. Zeitschrift für Flugwissenschaften 15, 407–419, 1967.
- [Smit 70] Smith, R.N.; Watson, P.; Topper, T.H.: A stress-strain parameter for the fatigue of metals. Journal of Materials 5, 767–778, 1970.
- [Soci 77] Socie, D.F.; Mitchell, M.R.; Caulfield, E.M.: Fundamentals of modern fatigue analysis. Fracture Control Program, Report No. 26, University of Illinois, USA, 1977.
- [Soci 00] Socie, D.F.; Marquis, G.B.: Multiaxial Fatigue. SAE Order No. R-234, 2000.
- [Song 96] Song, J.-H.; Park, J.-H.: New Proposals for Estimation of Fatigue Characteristics of Metals. In: Fatigue '96, Band 2, 1359–1364, 1996.
- [Sons 93] Sonsino, C.M.: Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe von örtlichen Beanspruchungen. Konstruktion 45(1), 25–33, 1993.
- [Step 01] Stephens, R.I.; Fatemi, A.; Stephens, R.R.; Fuchs, H.O.: Metal Fatigue in Engineering. 2. Auflage, John Wiley & Sons, 2001.
- [Su 14] Su, Z.-M.; Lin, P.-C.; Lai, W.-J.; Pan, J.: Fatigue Analyses of Self-Piercing Rivets and Clinch Joints in Lap-Shear Specimens of Aluminum Sheets. International Journal of Fatigue 72, 53–65, 2014.
- [Sund 83] Sunday, S.: Self-Piercing Rivets for Aluminum Components. SAE Technical Paper 830526, 1983.
- [Tukey 62] Tukey, J.W.: The future of data analysis. The Annals of Mathematical Statistics 33(1), 1–67, 1962.
- [Töll 10] Tölle, J.; Hahn, O.: Versagenskriterien für halbhohlstanzgenietete Aluminiumbauteile unter zyklischer Belastung. Dissertation, Universität Paderborn, 2010.
- [Vorm 91] Vormwald, M.; Seeger, T. The consequences of short crack closure on fatigue crack growth under variable amplitude loading. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 14(2–3), 205–225, 1991.
- [Vorm 15] Vormwald, M. Classification of Load Sequence Effects in Metallic Structures. Procedia Engineering 101, 534–542, 2015.
- [Wäch 16] Wächter, M.: Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien. Dissertation, TU Clausthal, 2016.
- [Wäch 22] Wächter, M.; Linn, A.; Wuthenow, R.; Esderts, A.; Gaier, C.; Kraft, J.; Fällgren, C.; Vormwald, M.: On Scaled Normal Stresses in Multiaxial Fatigue and Their Exemplary Application to Ductile Cast Iron. Applied Mechanics 3(1), 259–295, 2022.
- [Weib 39] Weibull, W.: A Statistical Theory of the Strength of Materials. In: Proc. Roy. Swed. Inst. f. Eng. Res. No. 151. Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag, Stockholm, 1939.

- [Weib 49] Weibull, W.: A Statistical Analysis of the Size of Cyrtoidea in Albatross Cores from the East Pacific Ocean. *Nature* 164, 1047–1048, 1949.
- [Weib 59] Weibull, W.: Zur Abhängigkeit der Festigkeit von der Probengröße. *Ingenieur-Archiv* 28, 360–362, 1959.
- [Woo 22] Woo, A.: Resistance Spot Weld Fatigue Prediction Method Compatibility with Self-Piercing Rivets. Masterthesis, University of Waterloo, 2022.
- [Xu 06a] Xu, Y.: A closer look at self-piercing riveting. *The Fabricator*, 2006.
- [Xu 06b] Xu, Y.: Effects of factors on physical attributes of self-piercing riveted joints. *Science and Technology of Welding and Joining* 11(6), 666–671, 2006.
- [Zeid 13] Zeidler, E. (Hrsg.): Springer-Taschenbuch der Mathematik. 3. neu bearbeitete und erweiterte Auflage. Vieweg+Teubner Verlag, 2013.
- [Zhan 97] Zhang, S.: Stress intensities at spot welds. *International Journal of Fracture* 88, 167–185, 1997.
- [Zhan 01] Zhang, S.: Fracture mechanics solutions to spot welds. *International Journal of Fracture* 112, 247–274, 2001.
- [Zhan 19] Zhang, X.; He, X.; Gu, F.; Ball, A.: Self-piercing riveting of aluminium–lithium alloy sheet materials. *Journal of Materials Processing Technology* 268, 192–200, 2019.

## 10 Symbolverzeichnis

A	Bruchdehnung
$A_g$	Gleichmaßdehnung
$A_i$	Flächenanteil des Knotens $i$ im FE-Modell
$A_{\max Abw}$	maximale Abweichung zur Referenzfläche $A_{ref}$
$A_{ref}$	Referenzfläche zur Bestimmung von $n_{st}$
$A_\sigma$	hochbeanspruchte Oberfläche
$a_M$	Konstante zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit
$a_{P,Z}$	Konstante zur Abschätzung von $P_{RAM,Z,WS}$
$a_{P,D}$	Konstante zur Abschätzung von $P_{RAM,D,WS}$
$a_{R,P}$	Konstante zur Abschätzung von $K_{R,P}$
$a_\varepsilon$	Konstante zur Abschätzung des zyklischen Festigkeitskoeffizienten
$a_\sigma$	Konstante zur Abschätzung des zyklischen Festigkeitskoeffizienten
$b$	zyklischer Schwingfestigkeitsexponent
$b_M$	Konstante zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit
$b_{P,Z}$	Konstante zur Abschätzung von $P_{RAM,Z,WS}$
$b_{P,D}$	Konstante zur Abschätzung von $P_{RAM,D,WS}$
$b_{R,P}$	Konstante zur Abschätzung von $K_{R,P}$
$b_\varepsilon$	Konstante zur Abschätzung des zyklischen Festigkeitskoeffizienten
$b_\sigma$	Konstante zur Abschätzung des zyklischen Festigkeitskoeffizienten
C	Lage der Zeitfestigkeitsgeraden
c	zyklischer Duktilitätsexponent
d	Durchmesser des Stanzniets
$d_1$	Neigungsexponent der $P_{RAM}$ -Wöhlerlinie
$d_2$	Neigungsexponent der $P_{RAM}$ -Wöhlerlinie
E	Elastizitätsmodul
$E_b$	Ebene durch die Knoten in Matrix $P_k$
$F_N$	Normalkraft
$F_R$	Reibkraft
f	Frequenz
$f_{2,5\%}$	Sicherheitsfaktor für die P-Wöhlerlinie des Werkstoffs
$f_{RAM}$	Bauteilfaktor zur Berechnung der P-Wöhlerlinie des Bauteils
$f_{W,\tau}$	Schubwechselfestigkeitsfaktor
G	Spannungsgradient
h	Vektor zur Berechnung von $\sigma_{V,R}$
$K_t$	Formzahl
$K_{R,P}$	Rauheitsfaktor
$K'$	zyklischer Festigkeitskoeffizient
$K_{n_i}$	Koordinaten des Elementecknotens $i$

$k$	Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden
$k_M$	Faktor zur Beschreibung der Mittelspannungsempfindlichkeit
$k_{st}$	Weibull-Exponent
$L_a$	Lastamplitude
$L_{aL}$	Langzeitfestigkeit
$l_e$	freie Einspannlänge der einschnittig überlappten Scherzugprobe
$L_m$	Mittellast
$l_{\ddot{u}}$	Überlappungslänge der einschnittig überlappten Scherzugprobe
$M$	Mittelspannungsempfindlichkeit
$M_{LZF}$	Mittelspannungsempfindlichkeit für die Langzeitfestigkeit
$M_{geschätzt}$	Mittelspannungsempfindlichkeit aus der Zugfestigkeit abgeschätzt
$M_{ZF}$	Mittelspannungsempfindlichkeit für die Zeitfestigkeit
$M'$	Neigung im Haigh-Diagramm
$m$	Median
$N$	Schwingspielzahl
$N_A$	Anrisschwingspielzahl
$N_{exp}$	experimentelle Lebensdauer
$N_G$	Grenzschwingspielzahl
$N_K$	Knickschwingspielzahl
$N_{rech}$	rechnerische Lebensdauer
$N_{WS}$	rechnerische Lebensdauer aus P-Wöhlerlinie für den Werkstoff
$n$	werkstoffmechanische Stützzahl
$n_{bm}$	bruchmechanische Stützzahl
$n_K$	Anzahl der Elementknoten
$n_{st}$	statistische Stützzahl
$n_{vm}$	verformungsmechanische Stützzahl
$n'$	zyklischer Verfestigungsexponent
$P_A$	Ausfallwahrscheinlichkeit
$P_i$	Wahrscheinlichkeit für Wert $i$ nach Rossow
$P_j$	Schädigungsparameter nach Vormwald und Seeger
$P_{RAJ}$	Schädigungsparameter der FKM-Richtlinie Nichtlinear
$P_{RAM}$	Schädigungsparameter der FKM-Richtlinie Nichtlinear
$P_{RAM,D,WS}$	Dauerfestigkeit der $P_{RAM}$ -Wöhlerlinie für den Werkstoff
$P_{RAM,max}$	maximal auftretender Schädigungsparameter $P_{RAM}$
$P_{RAM,Stütz}$	Stützstelle der $P_{RAM}$ -Wöhlerlinie für den Werkstoff mit $P_A = 50\%$
$P_{RAM,Z}$	Stützstelle der $P_{RAM}$ -Wöhlerlinie für das Bauteil
$P_{RAM,Z,WS}$	Stützstelle der $P_{RAM}$ -Wöhlerlinie für den Werkstoff
$P_{SWT}$	Schädigungsparameter nach Smith, Watson und Topper
$P_k$	Matrix der Knotenkoordinaten $K_{n_i}$
$q$	Quantil
$R$	Spannungsverhältnis
$R_e$	Streckgrenze
$R_m$	Zugfestigkeit

---

$R_{m,bm}$	Referenzzugfestigkeit zu Berechnung von $n_{bm}$
$R_{m,N,min}$	Referenzzugfestigkeit zu Berechnung von $K_{R,P}$
$R_z$	Rauheit
$S_a$	Nennspannungsamplitude
$S_{F,min}$	Restbodendicke
$s_H$	Hinterschnitt
$T$	Streuspanne
$\mathbf{T}$	Spannungstensor
$t$	Blechdicke
$t_s$	Blechdicke des stempelseitigen Blechs
$t_m$	Blechdicke des matrizenseitigen Blechs
$V$	Verhältnis der Hauptspannungen
$X$	Stichprobe
$X_{Nk}$	Nietkopfendlage
$x_i$	Einzelwerte der Stichprobe

#### Griechische Buchstaben:

$\gamma_L$	Teilsicherheitsfaktor zur Absicherung der Beanspruchung
$\gamma_M$	Teilsicherheitsfaktor zur Absicherung der Beanspruchbarkeit
$\varepsilon'_f$	zyklischer Duktilitätskoeffizient
$\varepsilon_{a,el}$	elastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,ges}$	Gesamtdehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,pl}$	plastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{grenz}$	Konstante zur Abschätzung des zyklischen Festigkeitskoeffizienten
$\varepsilon_m$	Mitteldehnung
$\vartheta$	Lasteinleitungswinkel
$\mu_{X-Y}$	Reibwert zwischen den Werkstoffen X und Y
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\sigma_a$	Spannungsamplitude
$\sigma'_f$	zyklischer Schwingfestigkeitskoeffizient
$\sigma_H$	hydrostatische Spannung
$\sigma_i$	Spannung am Knoten i im FE-Modell
$\sigma_m$	Mittelspannung
$\sigma_{max}$	maximal auftretende Spannung im FE-Modell
$\sigma_N$	Normalspannung
$\sigma_{V,M}$	Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen von $\sigma_H$
$\sigma_{V,MR}$	Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen von $\sigma_{V,R}$
$\sigma_{V,R}$	Radialspannungskomponente
$\sigma_{V,SN}$	skalierte Normalspannung
$\sigma_{xx}$	Normalspannungskomponente in x-Richtung
$\sigma_{yy}$	Normalspannungskomponente in y-Richtung
$\sigma_{zz}$	Normalspannungskomponente in z-Richtung
$\tau_{xy}$	Schubspannungskomponente in x-y-Ebene

$\tau_{xz}$	Schubspannungskomponente in x-z-Ebene
$\tau_{yz}$	Schubspannungskomponente in y-z-Ebene

### Abkürzungen

SPR	<b>Self-pierce riveting</b> – Stanznieten mit Halbhohlriet
-----	------------------------------------------------------------



# 11 Anhang

Tabelle 11-1: Wöhlerversuche an KS-Proben der Aluminium–Aluminium-Verbindung, [Mesc 16]

Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Versuchsreihe
1	2.600	1.380.000	8	4.400	35.000	KS2 ϑ = 0° R = -1
2	3.400	510.000	9	3.800	380.000	
3	4.200	220.000	10	3.500	760.000	
4	3.600	710.000	11	2.900	385.000	
5	4.600	26.000	12	4.100	320.000	
6	4.800	18.000	13	4.150	160.000	
7	4.000	230.000	14	4.700	90.000	
1	3.000	100.000	9	2.500	515.000	KS2 ϑ = 0° R = 0
2	3.200	48.000	10	2.700	170.000	
3	2.800	300.000	11	2.300	770.000	
4	3.100	100.000	12	2.850	185.000	
5	2.600	340.000	13	3.250	39.000	
6	2.400	600.000	14	2.750	124.000	
7	2.900	92.000	15	3.150	75.000	
8	2.200	560.000				
1	2.100	170.000	9	1.600	340.000	KS2 ϑ = 30° R = -1
2	1.500	420.000	10	2.400	100.000	
3	2.500	50.000	11	2.300	55.000	
4	2.800	13.000	12	2.000	170.000	
5	2.700	22.000	13	1.400	550.000	
6	2.600	30.000	14	1.200	1200.000	
7	1.700	310.000	15	2.200	200.000	
8	1.800	300.000				
1	2.000	17.500	9	800	800.000	KS2 ϑ = 30° R = 0
2	1.800	13.000	10	1.250	89.000	
3	1.500	52.000	11	1.350	100.000	
4	1.100	260.000	12	1.150	450.000	
5	1.000	425.000	13	1.250	81.000	
6	1.700	22.500	14	1.400	65.000	
7	1.300	95.000	15	1.600	45.000	
8	1.200	270.000				

Tabelle 11-1: Fortsetzung

Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Versuchsreihe
1	1.600	57.000	8	1.400	83.000	KS2 $\vartheta = 60^\circ$ R = -1
2	1.200	250.000	9	1.100	285.000	
3	900	500.000	10	1.000	230.000	
4	800	510.000	11	1.300	138.000	
5	700	1.700.000	12	2.000	12.000	
6	1.800	24.000	13	1.500	66.000	
7	1.700	34.000				
1	1.300	7.800	8	650	120.000	KS2 $\vartheta = 60^\circ$ R = 0
2	1.000	23.000	9	450	660.000	
3	800	70.000	10	1.200	10.000	
4	600	350.000	11	1.100	17.000	
5	700	100.000	12	850	50.000	
6	500	430.000	13	550	230.000	
7	900	37.000				
1	1.000	17.000	8	750	70.000	KS2 $\vartheta = 90^\circ$ R = 0
2	600	260.000	9	450	875.000	
3	400	1.300.000	10	550	275.000	
4	900	30.000	11	500	610.000	
5	800	50.000	12	650	204.000	
6	700	80.000	13	950	28.000	
7	850	47.000	14	1.050	15.000	

Tabelle 11-2: Kennwerte der Wöhlerlinien von KS-Proben der Aluminium–Aluminium-Verbindung, Daten aus [Mesc 16]

Versuchsreihe	log(C)	k
KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = -1	27,00	6,1
KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = 0	30,60	7,4
KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = -1	20,68	4,7
KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = 0	20,47	5,0
KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = -1	18,11	4,2
KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = 0	17,02	4,2
KS2: $\vartheta = 90^\circ$ ; R = 0	18,57	4,8

Tabelle 11-3: Wöhlerversuche an KS2-Proben der Aluminium-Stahl-Verbindung,  
[Mesc 16]

Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Versuchsreihe
1	2.200	2.300.000	7	2.900	113.000	KS2 $\vartheta = 0^\circ$ R = -1
2	2.500	455.000	8	2.750	135.000	
3	2.400	1.080.000	9	3.000	127.000	
4	2.700	300.000	10	3.500	73.000	
5	2.900	190.000	11	3.700	50.000	
6	3.000	160.000	12	4.000	48.000	
1	2.600	78.000	9	1.900	150.000	KS2 $\vartheta = 0^\circ$ R = 0
2	2.600	30.000	10	2.000	200.000	
3	2.300	240.000	11	1.600	1.250.000	
4	2.800	22.000	12	1.800	460.000	
5	2.700	50.000	13	2.400	50.000	
6	2.100	150.000	14	2.300	190.000	
7	2.100	375.000	15	1.850	1.300.000	
8	1.900	275.000				
1	1.500	140.000	8	1.800	93.000	KS2 $\vartheta = 30^\circ$ R = -1
2	1.600	90.000	9	1.700	216.000	
3	2.000	80.000	10	1.950	140.000	
4	2.200	28.000	11	1.850	120.000	
5	2.400	23.000	12	1.750	33.000	
6	2.300	20.000	13	1.550	220.000	
7	1.900	80.000				
1	1.800	5.500	9	650	285.000	KS2 $\vartheta = 30^\circ$ R = 0
2	1.500	10.000	10	1.000	65.000	
3	1.200	15.000	11	750	120.000	
4	900	85.000	12	850	90.000	
5	800	280.000	13	1.300	18.000	
6	700	230.000	14	1.100	45.000	
7	500	1.250.000	15	950	51.000	
8	600	1.500.000				
1	1.700	10.000	8	1.600	22.000	KS2 $\vartheta = 60^\circ$ R = -1
2	1.300	35.000	9	1.400	25.000	
3	1.000	215.000	10	800	160.000	
4	700	1.000.000	11	1.250	55.000	
5	1.500	20.000	12	750	290.000	
6	1.200	105.000	13	950	160.000	
7	1.100	140.000	14	850	440.000	

Tabelle 11-3: Fortsetzung

Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Versuchsreihe
1	1.000	14.500	8	450	420.000	KS2 $\vartheta = 60^\circ$ R = 0
2	800	37.000	9	550	190.000	
3	500	200.000	10	750	51.000	
4	700	75.000	11	950	18.000	
5	400	1.050.000	12	850	32.000	
6	1.050	15.000	13	600	165.000	
7	650	108.000	14	500	380.000	
1	550	60.000	8	500	96.000	KS2 $\vartheta = 90^\circ$ R = 0
2	650	35.000	9	400	600.000	
3	750	11.000	10	700	22.000	
4	450	120.000	11	425	280.000	
5	850	14.000	12	375	275.000	
6	350	390.000	13	475	410.000	
7	800	22.000				

Tabelle 11-4: Kennwerte der Wöhlerlinien von KS-Proben der Aluminium-Stahl-Verbindung, Daten aus [Mesc 16]

Versuchsreihe	log(C)	k
KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = -1	26,78	6,2
KS2: $\vartheta = 0^\circ$ ; R = 0	26,91	6,5
KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = -1	18,94	4,3
KS2: $\vartheta = 30^\circ$ ; R = 0	18,26	4,5
KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = -1	18,35	4,4
KS2: $\vartheta = 60^\circ$ ; R = 0	17,09	4,3
KS2: $\vartheta = 90^\circ$ ; R = 0	16,94	4,4

Tabelle 11-5: Wöhlerversuche an Fügeverbindung Stahl – Aluminium, Daten der KS2-Proben aus [Mesc 16]

Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Versuchsreihe
1	3000	70.000	9	2800	80.000	KS2 ϑ = 0° R = -1
2	2400	420.000	10	2700	110.000	
3	3400	45.000	11	3200	50.000	
4	3600	19.000	12	3100	46.000	
5	3800	20.000	13	4000	20.000	
6	2600	144.000	14	3300	44.000	
7	3700	21.000	15	2500	420.000	
8	2900	60.000				
1	2500	58.500	9	3000	22.000	KS2 ϑ = 0° R = 0
2	2700	36.500	10	2950	22.000	
3	1900	500.000	11	2050	175.000	
4	2900	22.000	12	2850	35.500	
5	2300	130.000	13	2250	98.000	
6	2100	124.000	14	2450	70.000	
7	2000	225.000	15	2550	55.500	
8	1950	218.000				
1	2300	200.000	9	1900	390.000	KS2 ϑ = 30° R = -1
2	2500	50.000	10	2900	40.000	
3	2100	100.000	11	2400	47.000	
4	2000	320.000	12	1700	600.000	
5	2700	30.000	13	2800	23.500	
6	3100	16.000	14	2600	61.000	
7	3300	10.500	15	2200	92.000	
8	1800	550.000				
1	2500	8.000	9	1400	135.000	KS2 ϑ = 30° R = 0
2	2300	15.000	10	1000	1.400.000	
3	2100	15.000	11	1200	100.000	
4	1900	28.000	12	1700	33.000	
5	1500	80.000	13	2000	17.000	
6	1300	285.000	14	1350	87.000	
7	1200	80.000	15	1100	500.000	
8	1100	410.000				

Tabelle 11-5: Fortsetzung

Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Versuchsreihe
1	1000	1.230.000	9	1100	750.000	KS2 ϑ = 60° R = -1
2	1500	40.000	10	1800	13.500	
3	1400	168.000	11	1900	24.000	
4	1600	54.000	12	2000	16.000	
5	1300	110.000	13	1150	495.000	
6	1700	23.000	14	2100	14.000	
7	1300	145.000	15	2200	7.000	
8	1200	250.000				
1	900	25.000	9	750	210.000	KS2 ϑ = 60° R = 0
2	800	95.000	10	850	61.600	
3	1000	20.000	11	850	80.000	
4	1100	22.000	12	850	73.000	
5	700	530.000	13	730	230.000	
6	1200	13.000	14	950	32.300	
7	1300	7.000	15	1050	45.000	
8	1250	7.500				
1	1000	6.000	6	850	27.500	KS2 ϑ = 90° R = 0
2	800	61.000	7	750	85.000	
3	1050	13.000	8	1150	8.000	
4	900	20.000	9	600	550.000	
5	700	84.000	10	1000	15.000	

Tabelle 11-6: Kennwerte der Wöhlerlinien der Fügeverbindung Stahl – Aluminium, Daten der KS2-Proben aus [Mesc 16]

Versuchsreihe	log(C)	k
KS2: ϑ = 0°; R = -1	25,73	6,0
KS2: ϑ = 0°; R = 0	24,83	5,9
KS2: ϑ = 30°; R = -1	25,84	6,2
KS2: ϑ = 30°; R = 0	20,15	4,8
KS2: ϑ = 60°; R = -1	24,88	6,3
KS2: ϑ = 60°; R = 0	22,49	6,0
KS2: ϑ = 90°; R = 0	23,60	6,5

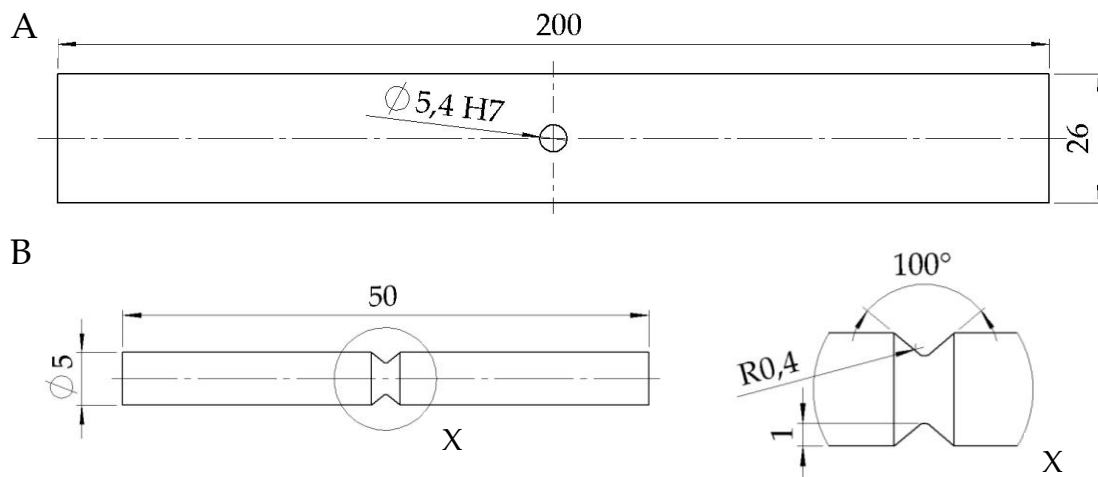


Abbildung 11-1: Probengeometrien spannungsgeregelte Versuche: (A) Gelochtes Blech, (B) Rundprobe mit Umlaufkerbe

Tabelle 11-7: Zeitfestigkeitsversuche EN AW-6181A-T6, [Mesc 16]

R = -1			R = 0		
S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> (Δf = 1 Hz)	Bemerkung	S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> (Δf = 1 Hz)	Bemerkung
99,5	26.698		91,0	18.476	
97,1	32.758		85,0	21.878	
94,7	39.162		78,9	42.715	
92,2	47.560		72,8	79.203	
89,8	50.698		70,4	74.607	
85,0	99.718		68,0	56.503	
75,2	184.179		66,7	47.955	
72,8	220.514		65,5	178.618	
70,4	322.194		64,3	95.285	
68,0	421.674		61,9	210.147	
60,7	928.217		60,7	550.270	
58,3	3.171.323		60,7	292.365	
55,8	3.246.699		55,8	529.401	
			54,6	3.940.960	Nicht gewertet
			54,6	1.264.786	
			53,4	267.070	
			53,4	383.392	
			53,4	373.589	
			53,4	283.180	
			51,7	2.276.930	
			51,0	5.320.233	
			51,0	7.712.198	
			49,3	5.100.786	
			49,3	1.266.236	
			48,5	1.250.274	

Tabelle 11-8: Zeitfestigkeitsversuche HX340LAD, [Mesc 16]

R = -1			R = 0		
S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> ( $\Delta f = 1$ Hz)	Bemerkung	S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> ( $\Delta f = 1$ Hz)	Bemerkung
161,8	98.710		169,9	39.552	
155,3	176.563		161,8	50.798	
152,1	321.359		153,7	77.906	
147,2	201.017		145,6	136.662	
142,4	329.378		142,4	95.411	
136,0	471.432		139,2	128.429	
131,1	774.963		135,9	152.972	
131,1	459.869		134,3	154.351	
131,1	474.405		132,7	218.772	
129,4	474.362		129,4	314.696	
126,2	1.454.709	Nicht gewertet	127,8	566.962	
126,2	1.474.614		124,6	532.260	
126,2	2.115.058		113,3	733.712	Nicht gewertet
124,6	719.938		111,7	1.285.439	
123,0	907.820		110,0	3.345.568	
119,7	1.524.133				
118,1	2.310.620				
116,5	1.197.879				
114,9	838.533				
114,9	1.093.929				

Tabelle 11-9: Zeitfestigkeitsversuche 38B2 vergütet

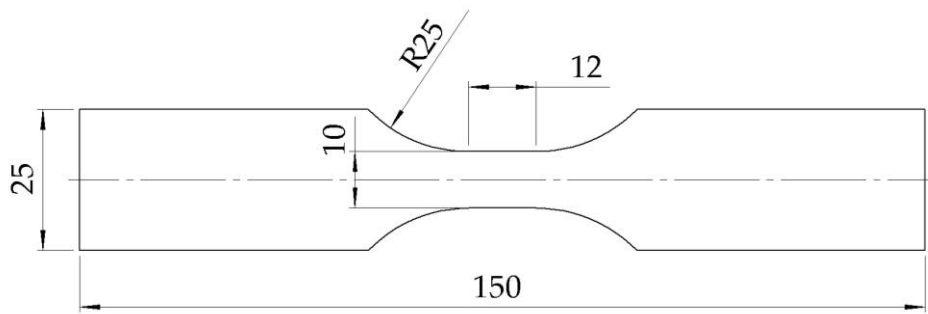
R = -1			R = 0		
S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> ( $\Delta f = 0,1$ Hz)	Bemerkung	S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> ( $\Delta f = 0,1$ Hz)	Bemerkung
360	104.760		330	37.206	
355	66.362		328,5	42.039	
350	94.648		320	29.676	
345	80.981		310	37.920	
340	145.169		290	63.120	
330	169.239		270	84.011	
320	197.561		250	166.530	
315	187.546		240	130.367	
310	133.378		230	112.005	
310	215.521		220	377.532	Nicht gewertet
305	104.874		210	337.856	
300	221.499				



Tabelle 11-10: Langzeitfestigkeitsversuche 38B2 vergütet

R = -1			R = 0		
S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> ( $\Delta f = 0,1$ Hz)	Bemerkung	S <sub>a</sub> in MPa	N <sub>A</sub> ( $\Delta f = 0,1$ Hz)	Bemerkung
283,3	215.704		200,0	305.715	
267,5	5.000.000	Durchläufer	188,9	5.000.000	Durchläufer
283,3	233.533		200,0	338.652	
267,5	5.000.000	Durchläufer	188,9	632.151	
283,3	251.415		178,3	5.000.000	Durchläufer
267,5	5.000.000	Durchläufer	188,9	5.000.000	Durchläufer
283,3	499.517		200,0	5.000.000	Durchläufer
267,5	587.239		211,8	5.000.000	Durchläufer
252,6	1.973.817		224,3	5.000.000	Durchläufer
238,5	5.000.000	Durchläufer	237,5	107.512	
252,6	5.000.000	Durchläufer	224,3	141.701	
267,5	5.000.000	Durchläufer	211,8	340.261	
283,3	189.726		200,0	5.000.000	Durchläufer
267,5	385.868		211,8	5.000.000	Durchläufer
252,6	5.000.000	Durchläufer	224,3	188.759	

A



B

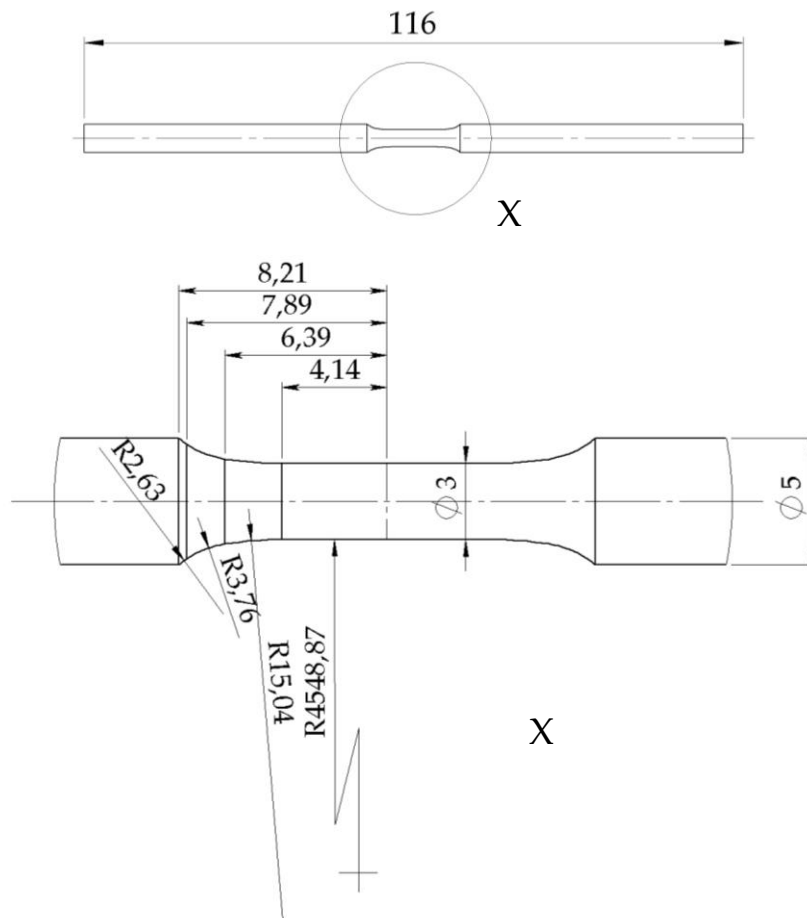


Abbildung 11-2: Probengeometrien dehnungsgeregelte Versuche: (A) Taillierte Flachprobe [SEP 1240], (B) Taillierte Rundprobe

Tabelle 11-11: Dehnungsgeregelte Versuche EN AW-6181A-T6, [Mesc 16]

$\varepsilon_{a,t}$ in %	$\varepsilon_{a,el}$ in %	$\varepsilon_{a,pl}$ in %	$\sigma_a$ in MPa	$N_A$	$\varphi$
0,799	0,412	0,387	271,1	466	0 % $A_g$
0,800	0,416	0,384	269,0	541	0 % $A_g$
0,800	0,407	0,392	274,6	384	0 % $A_g$
0,400	0,052	0,348	243,3	3.238	0 % $A_g$
0,400	0,054	0,346	242,3	2.506	0 % $A_g$
0,200	0,000	0,200	137,8	121.556	0 % $A_g$
0,200	0,000	0,200	136,8	196.778	0 % $A_g$
0,200	0,000	0,200	141,7	124.852	0 % $A_g$
0,599	0,229	0,371	259,3	1.137	0 % $A_g$
0,600	0,234	0,366	256,3	993	0 % $A_g$
0,600	0,224	0,376	263,4	906	0 % $A_g$
0,300	0,000	0,300	206,4	11.609	0 % $A_g$
0,300	0,000	0,300	207,2	12.056	0 % $A_g$
0,300	0,000	0,300	209,2	12.156	0 % $A_g$
1,800	1,379	0,421	294,8	81	0 % $A_g$
1,799	1,389	0,410	286,9	86	0 % $A_g$
0,200	0,000	0,200	143,3	157.623	0 % $A_g$
1,800	1,404	0,396	276,9	93	0 % $A_g$
0,400	0,054	0,346	242,3	2.560	0 % $A_g$
0,600	0,241	0,359	251,3	938	20 % $A_g$
0,599	0,233	0,367	256,6	988	20 % $A_g$
0,600	0,239	0,361	252,7	982	20 % $A_g$
0,300	0,019	0,281	196,4	22.349	20 % $A_g$
0,300	0,021	0,279	195,0	22.086	20 % $A_g$
0,300	0,019	0,281	196,8	25.463	20 % $A_g$
0,799	0,434	0,366	256,0	191	20 % $A_g$
0,800	0,416	0,384	268,8	506	20 % $A_g$
0,400	0,067	0,333	233,0	2.590	20 % $A_g$
0,400	0,059	0,341	238,3	5.444	20 % $A_g$
1,799	1,389	0,411	287,4	47	20 % $A_g$
1,799	1,380	0,419	293,5	34	20 % $A_g$
1,798	1,401	0,398	278,2	56	20 % $A_g$

Tabelle 11-11: Fortsetzung

$\varepsilon_{a,t}$ in %	$\varepsilon_{a,el}$ in %	$\varepsilon_{a,pl}$ in %	$\sigma_a$ in MPa	$N_A$	$\varphi$
0,600	0,238	0,361	252,9	1.078	50 % A <sub>g</sub>
0,599	0,235	0,364	255,0	1.071	50 % A <sub>g</sub>
0,600	0,253	0,347	242,7	994	50 % A <sub>g</sub>
0,300	0,015	0,285	199,4	20.548	50 % A <sub>g</sub>
0,300	0,019	0,281	196,9	16.837	50 % A <sub>g</sub>
0,800	0,428	0,371	259,9	549	50 % A <sub>g</sub>
0,800	0,427	0,372	260,7	413	50 % A <sub>g</sub>
0,400	0,061	0,338	236,7	3.219	50 % A <sub>g</sub>
0,400	0,067	0,333	233,1	3.936	50 % A <sub>g</sub>
0,400	0,059	0,341	238,5	5.908	50 % A <sub>g</sub>
1,800	1,373	0,427	298,7	65	50 % A <sub>g</sub>
1,799	1,379	0,420	294,0	48	50 % A <sub>g</sub>
1,799	1,376	0,423	296,2	69	50 % A <sub>g</sub>
0,600	0,215	0,385	269,5	1.159	80 % A <sub>g</sub>
0,600	0,220	0,380	265,9	1.080	80 % A <sub>g</sub>
0,300	0,010	0,290	202,8	25.122	80 % A <sub>g</sub>
0,300	0,000	0,300	206,7	20.878	80 % A <sub>g</sub>
0,300	0,021	0,279	195,0	24.244	80 % A <sub>g</sub>
0,799	0,411	0,388	271,9	352	80 % A <sub>g</sub>
0,800	0,400	0,399	279,4	333	80 % A <sub>g</sub>
0,800	0,409	0,391	273,4	509	80 % A <sub>g</sub>
0,399	0,047	0,352	246,5	5.902	80 % A <sub>g</sub>
0,400	0,045	0,355	248,2	6.116	80 % A <sub>g</sub>
0,400	0,053	0,347	242,6	7.444	80 % A <sub>g</sub>
1,800	1,370	0,430	300,7	65	80 % A <sub>g</sub>
1,799	1,366	0,433	303,1	47	80 % A <sub>g</sub>
1,799	1,367	0,432	302,1	70	80 % A <sub>g</sub>

Tabelle 11-12: Zyklische Werkstoffkennwerte EN AW-6181A-T6, [Mesc 16]

Kennwert	$\varphi = 0 \% A_g$	$\varphi = 20 \% A_g$	$\varphi = 50 \% A_g$	$\varphi = 80 \% A_g$
E in GPa	70	70	70	70
$\sigma_f'$ in MPa	571	396	418	437
$\varepsilon_f'$	2,272	0,360	0,741	0,600
b	-0,108	-0,063	-0,068	-0,068
c	-0,946	-0,696	-0,781	-0,757
$K'$ in MPa	520	434	429	457
$n'$	0,114	0,091	0,087	0,090

Tabelle 11-13: Dehnungsgeregelte Versuche HX340LAD, [Mesc 16]

$\varepsilon_{a,t}$ in %	$\varepsilon_{a,el}$ in %	$\varepsilon_{a,pl}$ in %	$\sigma_a$ in MPa	$N_A$	$\varphi$
0,800	0,619	0,181	372,7	610	0 % $A_g$
0,799	0,614	0,185	381,1	971	0 % $A_g$
0,200	0,075	0,125	257,4	56.840	0 % $A_g$
0,180	0,056	0,124	255,9	93.926	0 % $A_g$
0,400	0,245	0,155	318,6	5.374	0 % $A_g$
0,400	0,249	0,151	310,0	5.676	0 % $A_g$
0,400	0,249	0,151	310,3	5.991	0 % $A_g$
0,160	0,041	0,119	245,8	61.252	0 % $A_g$
0,140	0,025	0,115	236,1	413.799	0 % $A_g$
0,800	0,621	0,179	369,4	1.095	0 % $A_g$
0,200	0,078	0,122	251,7	43.182	0 % $A_g$
0,200	0,075	0,125	256,8	42.015	0 % $A_g$
0,160	0,043	0,117	240,8	87.980	0 % $A_g$
0,400	0,250	0,149	307,8	7.035	0 % $A_g$
0,800	0,611	0,189	389,6	1.058	20 % $A_g$
0,400	0,245	0,154	317,9	5.010	20 % $A_g$
0,170	0,044	0,126	259,7	73.312	20 % $A_g$
0,799	0,621	0,178	366,8	1.083	20 % $A_g$
0,400	0,245	0,155	318,5	6.861	20 % $A_g$
0,200	0,075	0,125	257,0	105.488	20 % $A_g$
0,799	0,620	0,179	369,5	1.067	20 % $A_g$
0,400	0,228	0,172	355,0	5.428	20 % $A_g$
0,200	0,069	0,132	270,8	56.265	20 % $A_g$
0,190	0,062	0,128	264,3	73.972	20 % $A_g$
0,180	0,051	0,129	265,5	61.107	20 % $A_g$
0,200	0,070	0,130	267,5	72.972	20 % $A_g$
0,799	0,602	0,198	406,9	966	50 % $A_g$
0,800	0,615	0,185	380,4	1.462	50 % $A_g$
0,799	0,613	0,187	384,8	812	50 % $A_g$
0,400	0,235	0,165	338,9	5.548	50 % $A_g$
0,400	0,238	0,161	332,3	8.083	50 % $A_g$
0,400	0,242	0,158	325,1	7.502	50 % $A_g$
0,200	0,064	0,137	281,3	86.391	50 % $A_g$
0,200	0,064	0,136	279,2	49.234	50 % $A_g$
0,200	0,064	0,136	279,5	117.452	50 % $A_g$
0,190	0,053	0,137	281,5	128.757	50 % $A_g$
0,180	0,043	0,137	282,3	72.797	50 % $A_g$
0,170	0,039	0,132	270,9	129.283	50 % $A_g$

Tabelle 11-13: Fortsetzung

$\varepsilon_{a,t}$ in %	$\varepsilon_{a,el}$ in %	$\varepsilon_{a,pl}$ in %	$\sigma_a$ in MPa	$N_A$	$\varphi$
0,800	0,608	0,192	395,9	1.106	80 % $A_g$
0,400	0,236	0,164	338,2	7.740	80 % $A_g$
0,200	0,057	0,143	295,0	37.569	80 % $A_g$
0,800	0,611	0,189	388,5	1.082	80 % $A_g$
0,400	0,234	0,166	341,2	6.069	80 % $A_g$
0,200	0,054	0,146	300,2	63.392	80 % $A_g$
0,799	0,598	0,202	415,4	1.163	80 % $A_g$
0,400	0,233	0,167	344,2	7.710	80 % $A_g$
0,200	0,055	0,145	298,6	75.012	80 % $A_g$
0,190	0,043	0,147	303,3	62.689	80 % $A_g$
0,180	0,042	0,138	284,6	91.699	80 % $A_g$
0,170	0,032	0,138	283,6	119.514	80 % $A_g$

Tabelle 11-14: Zyklische Werkstoffkennwerte HX340LAD, [Mesc 16]

Kennwert	$\varphi = 0 \% A_g$	$\varphi = 20 \% A_g$	$\varphi = 50 \% A_g$	$\varphi = 80 \% A_g$
E in GPa	206	206	206	206
$\sigma_f'$ in MPa	720	742	690	709
$\varepsilon_f'$	0,438	0,467	0,459	0,901
b	-0,089	-0,087	-0,075	-0,075
c	-0,560	-0,561	-0,557	-0,637
$K'$ in MPa	821	835	766	718
$n'$	0,158	0,155	0,135	0,117

Tabelle 11-15: Dehnungsgeregelte Versuche 38B2 vergütet

$\varepsilon_{a,t}$ in %	$\varepsilon_{a,el}$ in %	$\varepsilon_{a,pl}$ in %	$\sigma_a$ in MPa	N <sub>A</sub>	$\varphi$
0,400	0,400	0,000	805,2	10.755	0 % A <sub>g</sub>
0,788	0,532	0,256	1095,9	626	0 % A <sub>g</sub>
0,400	0,400	0,000	828,3	14.490	0 % A <sub>g</sub>
0,599	0,523	0,076	1076,4	999	0 % A <sub>g</sub>
0,600	0,525	0,075	1081,8	1196	0 % A <sub>g</sub>
0,405	0,405	0,000	864,6	32.578	0 % A <sub>g</sub>
0,800	0,551	0,249	1134,9	693	0 % A <sub>g</sub>
0,600	0,526	0,074	1084,1	1.122	0 % A <sub>g</sub>
0,800	0,569	0,231	1171,4	496	0 % A <sub>g</sub>
1,000	0,603	0,397	1241,6	150	0 % A <sub>g</sub>
0,902	0,567	0,335	1168,9	443	0 % A <sub>g</sub>
1,003	0,606	0,397	1248,3	135	0 % A <sub>g</sub>
0,400	0,387	0,013	797,7	22.250	100 % A <sub>g</sub>
0,400	0,389	0,011	800,5	16.045	100 % A <sub>g</sub>
0,600	0,480	0,120	988,3	1.887	100 % A <sub>g</sub>
0,600	0,488	0,111	1006,1	1.073	100 % A <sub>g</sub>
0,790	0,524	0,267	1078,5	378	100 % A <sub>g</sub>
0,783	0,516	0,267	1062,4	559	100 % A <sub>g</sub>
0,600	0,464	0,135	956,6	2.158	100 % A <sub>g</sub>
0,400	0,381	0,018	785,5	41.638	100 % A <sub>g</sub>
0,799	0,498	0,301	1026,1	1.275	100 % A <sub>g</sub>
0,885	0,544	0,341	1120,7	413	100 % A <sub>g</sub>
1,000	0,574	0,425	1183,0	275	100 % A <sub>g</sub>
1,000	0,574	0,425	1182,7	285	100 % A <sub>g</sub>

Tabelle 11-16: zyklische Werkstoffkennwerte 38B2 vergütet

Kennwert	$\varphi = 0$ % A <sub>g</sub>	$\varphi = 100$ % A <sub>g</sub>
E in GPa	206	206
$\sigma'_f$ in MPa	2136	1969
$\varepsilon'_f$	2,946	0,843
b	-0,090	-0,085
c	-1,059	-0,810
$K'$ in MPa	1948	2005
$n'$	0,085	0,105

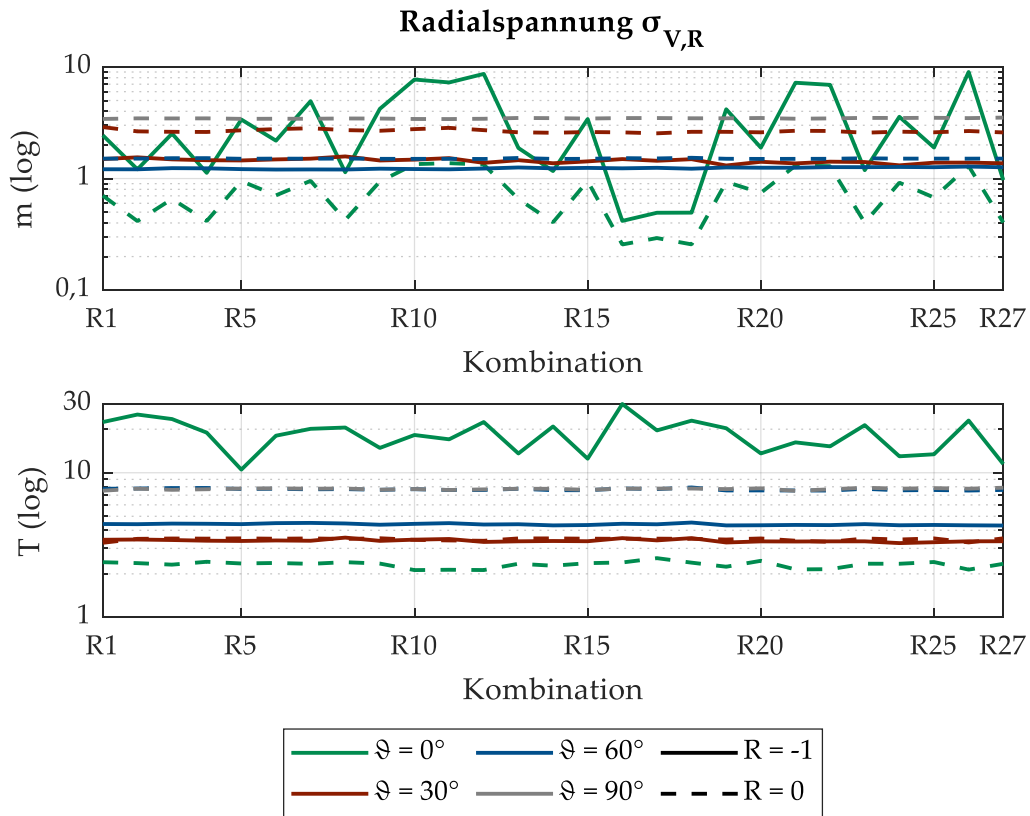


Abbildung 11-3: m und T in Abhängigkeit der Reibparameterkombination bei Auswertung der Radialspannung

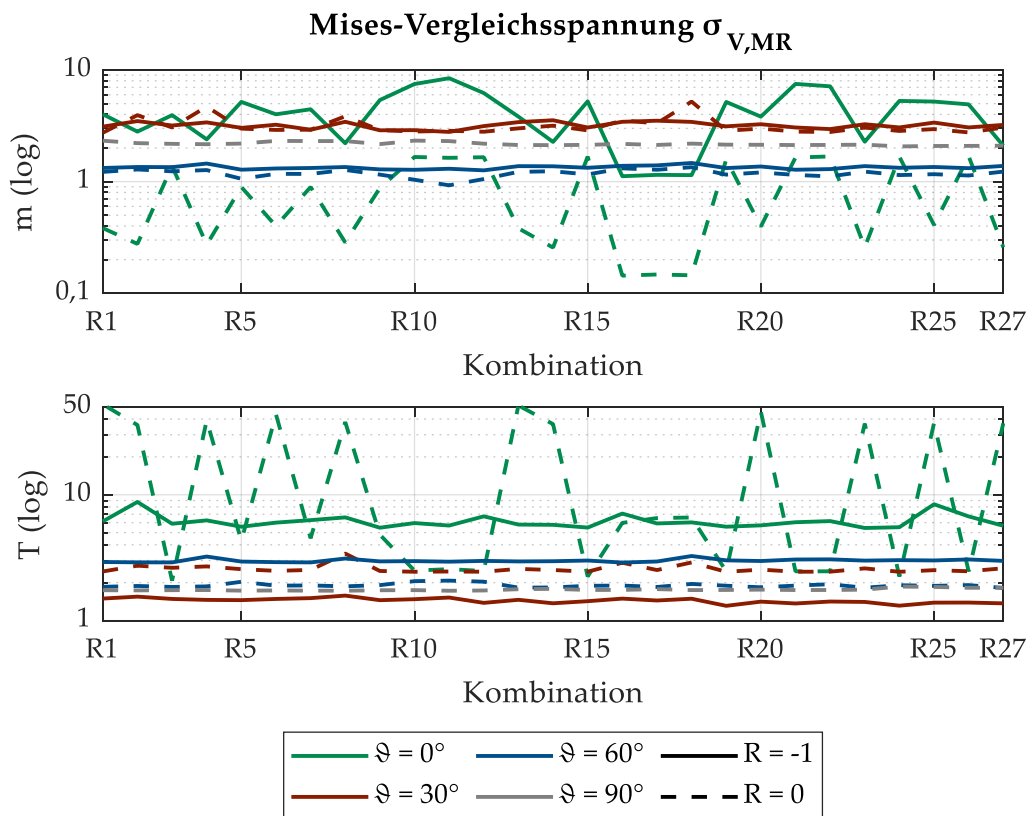


Abbildung 11-4: m und T in Abhängigkeit der Reibparameterkombination bei Auswertung der Mises-Vergleichsspannung mit Vorzeichen der Radialspannung



8 % der Proben  
im Längsschliff

8 % der Proben  
im Querschliff

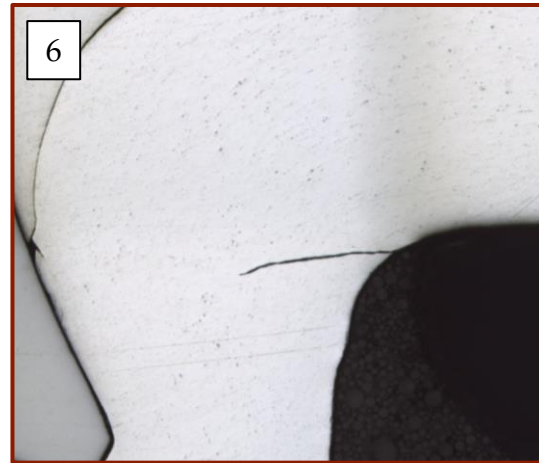


Abbildung 11-5: Anrissorte an der Unterseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 0^\circ$  und  $R = 0$ , Schliffbilder aus [Otro 20]

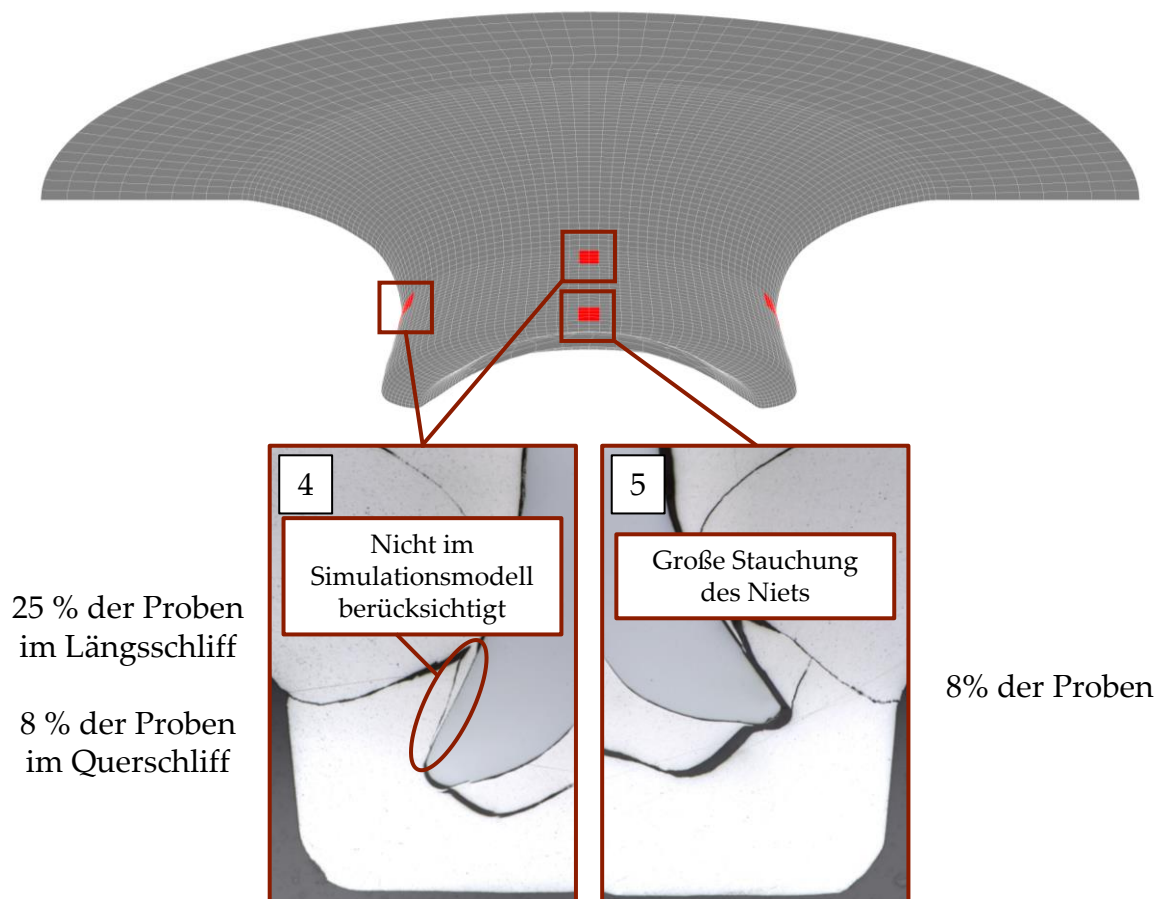


Abbildung 11-6: Anrissorte an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 30^\circ$  und  $R = 0$ , Schliffbilder aus [Otro 20]

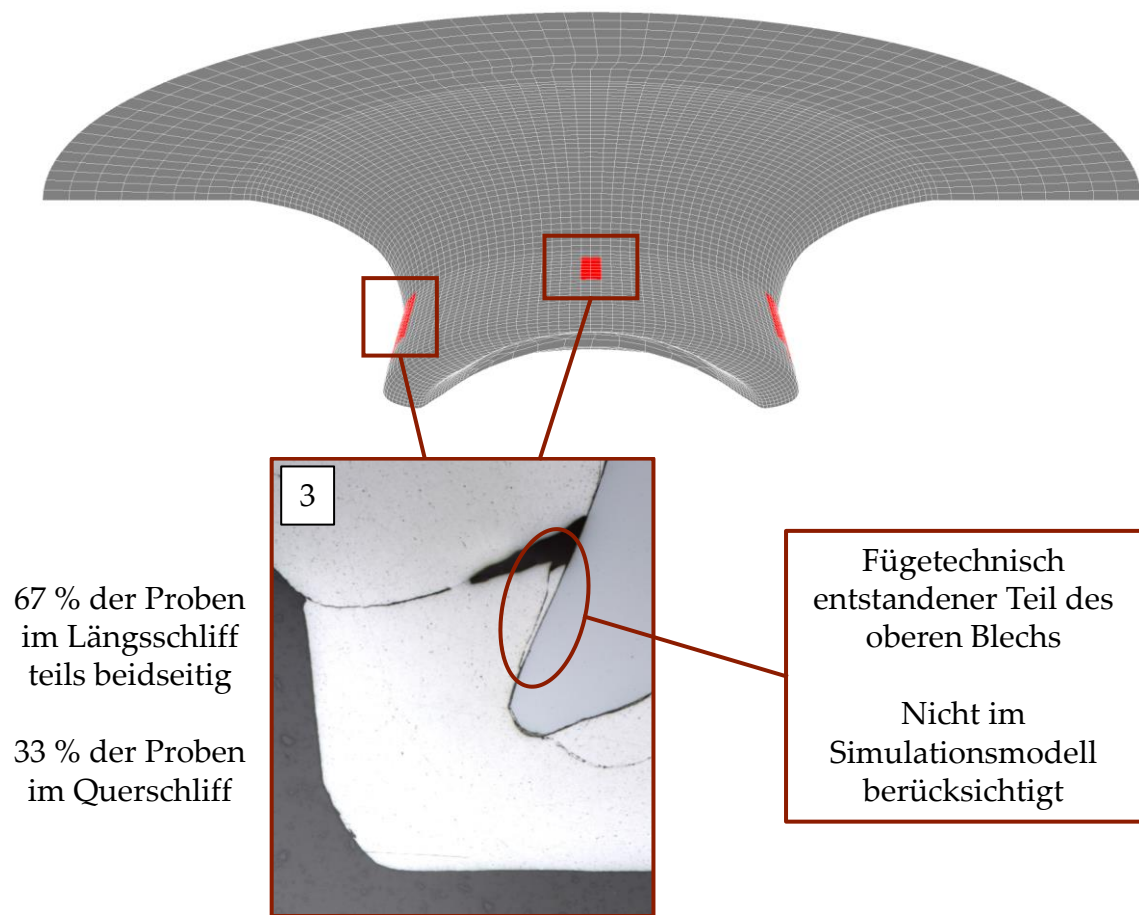


Abbildung 11-7: Anrissorte an der Oberseite des matrizenseitigen Blechs bei  $\vartheta = 60^\circ$   
und  $R = 0$

Tabelle 11-17: Wöhlerversuche an einschnittig überlappten Scherzugproben EÜP

Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Nr.	F <sub>a</sub> in N	N <sub>A</sub>	Versuchsreihe
1	1.500	82.026	9	1.900	12.255	Aluminium - Aluminium R = 0
2	2.000	19.387	10	900	235.265	
3	1.800	21.884	11	1.700	22.836	
4	1.300	72.387	12	1.400	30.274	
5	2.200	9.240	13	1.200	86.942	
6	1.000	223.101	14	800	379.530	
7	2.100	11.210	15	1.100	214.327	
8	1.600	30.580				
1	2.000	78.612	8	2.100	61.216	Aluminium - Stahl R = 0
2	2.500	7.061	9	1.500	243.839	
3	2.300	15.179	10	1.700	42.057	
4	2.400	9.067	11	1.600	58.002	
5	1.800	38.870	12	2.600	8.536	
6	2.200	13.661	13	2.350	12.952	
7	1.900	55.962	14	1.650	161.686	
1	2.000	42.201	8	1.400	321.855	Stahl - Aluminium R = 0
2	2.200	14.573	9	1.700	129.271	
3	1.500	261.272	10	1.600	83.416	
4	1.300	488.677	11	2.150	17.685	
5	2.100	31.050	12	1.250	475.655	
6	1.900	57.596	13	1.950	54.658	
7	1.800	70.817	14	2.050	37.251	

Tabelle 11-18: Kennwerte der Wöhlerlinien von einschnittig überlappten Scherzugproben EÜP

Versuchsreihe	log(C)	k
Aluminium – Aluminium	16,55	3,8
Aluminium – Stahl	23,90	5,9
Stahl – Aluminium	24,06	5,9